

平成 29 年度（2017 年度） 学位論文（修士）

# 人工衛星搭載用過酸化水素水貯蔵タンクの 内圧制御に関する研究

Study on Pressure Control of Hydrogen Peroxide Tank for Satellites

首都大学東京 大学院

システムデザイン研究科 システムデザイン専攻

航空宇宙システム工学域

学修番号 16891534

氏名 伴野 眞優

指導教員 佐原 宏典 教授

平成 30 年（2018 年）1 月 26 日



## 摘要

近年、小型衛星利用の活発化に伴い、入手性・取扱性に優れた 60 wt%過酸化水素水(以下、60 wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>)を用いた推進系の開発が行われている。その実用化に向けた課題の一つにタンク内圧上昇問題が存在する。ブラダや配管等の 60 wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 接触面では自然分解が発生し、その割合は数 kPa/day、すなわち衛星運用期間相当である 2 年間で 2~3 MPa 程度上昇する。これは噴射に適した圧力 300~600 kPa (Abs) に比べて遥かに大きな圧力である。ほどよし 1 号および 3 号における宇宙実証の際には、タンクを圧力上昇に耐えるように頑丈に作ることで解決したが、軽量化が求められる衛星搭載機器として得策とは言えない。また、気体酸素が 60 wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> に混ざってスラストに送られることによる推進性能の悪化も確認されている。これらのことから、タンク内圧制御手法が求められている。先行研究として、チューブの気体透過性を用いた新手法を提案しており、その初期検討として行われたシミュレーションの結果では、外径 1/4 インチの PFA チューブ 1.25 m をタンクに取り付けることで噴射に適した 300~600 kPa (Abs) に内圧を保持することが可能であることが分かった。しかし、その実証実験を行ったところ、シミュレーション結果に反し、チューブ取付タンクはタンク単体に比べて圧力上昇率が大きくなった。これはシミュレータに組込んだ線形式による圧力上昇予測では不十分であることを意味する。タンク内圧制御手法を実験のみで検討するには一回の実験に年単位の時間を要するため、シミュレータの高精度化が求められている。以上の背景より、本研究の目的を以下の 3 点とする。

- I. タンク内圧変動因子の分析
- II. タンク内圧上昇のモデル化
- III. タンク内圧上昇抑制手法の再検討

タンク内圧変動因子の分析では、主な因子は①押しガスの熱膨張・熱収縮、②継ぎ手などにおけるリーク、③60 wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 自然分解、④チューブの気体透過の 4 つであると考え、各因子がタンク内圧変動に与える影響の大きさについて比較を行った。また、各因子の特徴として、リーク量はリークディテクタの最小検出値以下では特定困難であること、60 wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 自然分解は温度依存性があるため貯蔵温度を制御することで分解による酸素発生量を制御可能であるということ、気体透過性はチューブの諸元(長さ、厚、径、材質)を変えることで透過量を自由に操作可能であることが挙げられた。

タンク内圧上昇のモデル化では、タンク内圧変動因子分析で得た知見をもとに、タンク単体の内圧変動及びチューブ単体の内圧変動のモデル化を行った。各モデルを表す数式を基本式としたシミュレータを構築し、そのシミュレータの妥当性を示すために比較実験を行ったところ、実験値とシミュレーション結果の平均誤差はどちらも数%程度と非常に良く一致した。

タンク内圧上昇抑制手法の再検討では、変動因子分析をもとに「低温貯蔵」と「チューブの気体透過性を利用した手法」の二種類が考えられ、各手法についてシミュレーションを行った。低温貯蔵のシミュレーション結果では、タンク周りを 5 °C 以下にすることで 1.5 年程度の期間、噴射に適した圧力 300~600 kPa (Abs) に保つことができることが分かった。チューブの気体透過性を利用した手法のシミュレーションでは、1/8 インチの PFA チューブを 2 m 取り付け、さらに気液分離率 98% 以上の気液分離機構を取り付けることで、2 年間噴射に適した圧力にタンク内圧を保つことが可能であることを示した。

ただし、微小重力下で気液分離率 98% を実現する方法は未だ見つかっておらず、その実現に向けた研究開発が今後の課題である。また、新規に気液分離機構の開発を行うには時間を要するため、低温貯蔵とチューブの利用の二手法をハイブリッドで組み合わせ、実現性の高い手法を提案することも今後の課題とする。



# 目次

第 1 章 序論	2
1.1 背景	2
1.1.1 超小型衛星とその推進系の動向	2
1.1.2 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$ 推進系のタンク内圧上昇問題	3
1.2 目的	4
第 2 章 過酸化水素水貯蔵タンク概要	6
2.1 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$ 一液式推進系	6
2.2 過酸化水素水	7
2.3 タンク	9
2.4 樹脂製チューブ	11
2.5 タンク内圧制御	12
第 3 章 タンク内圧変動因子分析	14
3.1 タンク内押しガスの熱膨張・熱収縮	14
3.2 継手やタンク蓋におけるリーク	15
3.3 接触面における $\text{H}_2\text{O}_2$ 自然分解	15
3.4 樹脂製チューブの気体透過性	17
3.5 圧力変動因子分析まとめ	20
第 4 章 タンク内圧のモデル化	22
4.1 タンク単体の内圧モデルとその妥当性検証	22
4.1.1 モデル化	22
4.1.2 検証	24
4.2 チューブ単体の内圧モデルとその妥当性検証	27
4.2.1 モデル化	27
4.2.2 検証	30
第 5 章 タンク内圧上昇抑制手法の再検討	34
5.1 概要	34
5.2 低温貯蔵による内圧上昇抑制	35
5.3 チューブの気体透過性を用いた内圧上昇抑制	37
第 6 章 結論	40
6.1 結論	40
6.2 今後の課題	40



# 図目次

図 1-1	Oneweb 衛星 <sup>1)</sup> .....	2
図 1-2	ASTROSCALE の ELSA-d <sup>2)</sup> .....	2
図 1-3	SURREY の SNAP-I MPS <sup>3)</sup> .....	2
図 1-4	VACCO の Hybrid ADN Delta-V <sup>4)</sup> .....	2
図 1-5	樹脂製チューブの気体透過性を用いた圧力制御手法 .....	4
図 1-6	チューブ取付タンクの圧力履歴 .....	4
図 2-1	60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 一液式推進系の構成と仕組み .....	6
図 2-2	系統図（実機搭載用の一例） .....	7
図 2-3	H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> の濃度による分解熱と蒸発潜熱 <sup>5)</sup> .....	8
図 2-4	推進剤タンク (a)タンク製作物, (b)タンク CAD 図, (c)民製品ブラダ, (d)ブラダの装着概念図 .....	10
図 2-5	Helium Leak Detector .....	11
図 2-6	PFA チューブ <sup>17)</sup> .....	12
図 3-1	タンクリーク箇所 .....	15
図 3-2	タンク内圧上昇の時間履歴 .....	16
図 3-3	チューブ（①満充填時）内圧変化 .....	18
図 3-4	チューブ（②60wt%H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 2.5 ml 充填）内圧変化 .....	18
図 3-5	チューブ（③気体酸素満充填）内圧変化 .....	19
図 3-6	気体透過係数を求めるためのフィッティング .....	20
図 4-1	タンク内圧シミュレータ .....	23
図 4-2	T1, T2におけるタンク内圧上昇率 $X_{Ta} = 1.714$ .....	25
図 4-3	3 日目の合せ込み ( $dvO_2\_Ta / dn = 17 \text{ cc/day}$ ) .....	26
図 4-4	タンク内圧のシミュレーション結果と実験結果 .....	27
図 4-5	チューブ内圧シミュレータ .....	29
図 4-6	実験用チューブの組み立て .....	30
図 4-7	チューブ内圧のシミュレーション結果と実験結果 .....	32
図 4-8	チューブ内圧のシミュレーション結果と実験結果＜酸素発生量の減衰込み＞ .....	33
図 5-1	気体混入時の噴射（左：気体混入なし，右：気体混入あり） .....	34
図 5-2	低温貯蔵 .....	35
図 5-3	過酸化水素水の沸点と凝固点 <sup>5)</sup> .....	36
図 5-4	低温貯蔵時のシミュレーション結果 .....	36
図 5-5	ほどよし 1 号のタンク周辺温度（2014.11.11～2014.12.2） .....	37
図 5-6	チューブ取付タンク .....	38
図 5-7	チューブ適用時のシミュレーション結果 .....	39

# 表目次

表 2-1	60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 特性 <sup>8)</sup> .....	7
表 2-2	改良版タンクの諸元 .....	11
表 2-3	チューブの気体透過性 <sup>17)</sup> .....	12
表 2-4	PFA チューブ諸元 <sup>19)</sup> .....	12
表 3-1	押しガスの熱膨張・熱収縮 .....	14
表 3-2	自然分解率測定実験（タンク 1, タンク 2 共に同条件） .....	16
表 3-3	チューブ気体透過性評価の実験条件 .....	17
表 3-4	各内圧変動因子の圧力変化および気体変化量 .....	21
表 4-1	タンク内圧モデル式の文字 .....	22
表 4-2	タンク内圧シミュレーションの入力値 .....	26
表 4-3	チューブ内圧モデル式の文字 .....	28
表 4-4	チューブ内圧シミュレーションの入力値 .....	31





# 第 1 章 序論

## 1.1 背景

### 1.1.1 超小型衛星とその推進系の動向

近年、超小型衛星の技術発展に伴い、多種多様な超小型衛星の利用方法が提案されており、ビジネス化も進められている。OneWeb, SpaceX, Google などが進める全世界対象の衛星インターネットサービスや画像提供サービス, ASTROSCALE が進めるデブリ除去サービスの構想などがその一例である (図 1-1, 図 1-2)。これらのミッションには、コンステレーションやランデブ・ドッキングなどの技術が用いられ、軌道制御手段を必要とする。しかし、従来使われてきた推進系の多くはヒドラジンを主成分として用いた推進剤が多く、非常に毒性の強い推進剤であることから、超小型衛星を開発する新規参入企業や大学にとって、非常に取扱いの難しいものであった。そこで、低毒性推進剤を用いた推進系の開発が世界各国で盛んに行われている。その例として SURREY 社のマイクロサット SNAP-1 に搭載された MPS<sup>3)</sup> (Micro Propulsion System, 図 1-3) や VACCO 社製の Hybrid ADN Delta-V<sup>4)</sup> (図 1-4) などが挙げられる。MPS ではイソブタンを推進剤として使っており、比推力は小さいが入手性は良い。また、Hybrid ADN Delta-V は推進剤としてアンモニウムジニトラミド ( $\text{NH}_4\text{N}(\text{NO}_2)_2$ , 以下 ADN) を使っており、比推力は良いが入手性はイソブタンに比べると劣る。そこで、当研究室ではこの二つの間である「性能はそこそこで入手性の良い推進剤」で超小型衛星向け推進系を作ることができれば需要があると考えている。なお、近年では推力は小さいが効率の良い電気推進の流行に伴い、時間をかけて軌道変更を行う手段も使われているが、ドッキング時など短時間で比較的大きな推力を得る需要に対して適用できない。



図 1-1 Oneweb 衛星<sup>1)</sup>

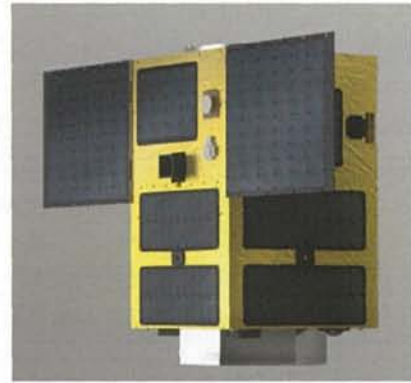


図 1-2 ASTROSCALE の ELSA-d<sup>2)</sup>



図 1-3 SURREY の SNAP-1 MPS<sup>3)</sup>



図 1-4 VACCO の Hybrid ADN Delta-V<sup>4)</sup>

取扱性と性能をある程度両立させようとするとき、当研究室で考えたのは 60wt%過酸化水素水（以下 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$ ）である。 $\text{H}_2\text{O}_2$  は、高い濃度のものが当初より低毒性推進剤として次世代型ロケットに向けて使われてきたが、あらゆる不純物が引金となり意図せぬタイミングで爆発的分解反応を起こし得るため、事故の多い危険な推進剤であるという印象を持たれる傾向にある。しかし、約 65wt%以下の濃度を採用することで分解熱が蒸発潜熱より小さくなる<sup>5)</sup>ことから、タンク内での爆発的な異常分解の危険性が極めて低くなる。また、工業用として一般に入手可能であることから、世界中の射場で現地調達し充填・排出作業を行うことが可能となる。さらに、触媒に接触させるだけで 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  は分解し、触媒の予熱は不要である。性能は推力 0.3 N 程度（押し圧により値は前後する）、比推力 70 秒程度と想定され、噴射性能はそこそこで、入手性・取扱性が非常に良く、省電力の推進系であるため、衛星開発を行う大学や新規参入企業に適した推進系として需要が見込まれている。本研究室では一液式推進系と、60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  の他にエタノールを用いた二液式推進系の開発を行っている。一液式推進系はほどよし 3 号、ほどよし 1 号に搭載して宇宙実証を行っており、軌道上での推力発生に成功している。しかしながら、その推力は設計推力を下回っており<sup>11)</sup>、その原因は供給系統の問題であると考えている<sup>6)</sup>。供給系統の問題に関しては次項で説明する。二液式推進系は地上試験モデルの安定燃焼に向けて研究開発中である<sup>10)</sup>。

### 1.1.2 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$ 推進系のタンク内圧上昇問題

60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  推進系の課題として、タンク内圧上昇問題が残されている。前述の通り、60wt%に希釈することで貯蔵中の加速的な異常分解を回避できるものの、タンク内圧の一次関数的な上昇は確認されている。その割合は、タンク内の充填割合にも依存するが、おおよそ数 kPa/day、すなわち超小型衛星の運用期間として代表的な 2 年間で 2~3 MPa 上昇するという割合であることが確認されている<sup>13)</sup>。従来の解決方法としては、その内圧上昇に耐えられるよう頑丈で重いタンクを採用することで安全性を保ってきたが、重量制限が極めて厳しい超小型衛星にとって、タンクを頑丈にすることによる解決は適していない。タンクを頑丈に作り安全性を確保したとしても、スラスターの噴射に適した圧力は 300 kPa~600 kPa (Abs)<sup>9)</sup>であり、タンク内圧の増加はブラダ内の気液混合状態を招くため、噴射性能の悪化を引き起こすことも確認されている（付録 B）。また、ほどよし 3 号による軌道上実証では逆にタンク内圧の低下により所定の噴射性能が出せておらず、この原因は、押しガス系統の配管に樹脂製チューブを用いたため、その気体透過性により押しガスであるヘリウムが外に逃げているのではないかと考えられている。なお、この推測については簡易計算によりリーク量とチューブ表面における透過量のオーダーが一致していることが確認されている。このように、衛星運用期間 2 年の間、噴射に適した圧力 300~600 kPa (Abs) 程度になるように押しガスを保つことに非常に苦戦しており、衛星搭載に向けて長期的な  $\text{H}_2\text{O}_2$  貯蔵タンクの内圧制御手法を確立することが急務となっている。そこで、本研究では 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  推進系の安全性および所定性能の達成を可能とするタンクの実現に向けて、タンク内圧制御手法の提案と検証を目標とする。

先行研究として、チューブの気体透過性を用いた圧力制御手法を提案し（特開 2017-140875）、初期検討を行っている<sup>6,12)</sup>。従来の大型衛星の推進系タンクや地上での貯蔵タンクでは調圧弁や逃し弁を使用する方法が用いられてきたが、調圧用の高压ガスタンクを取り入れることは搭載容量と重量において特に厳しい制限が課せられる超小型衛星には適しておらず、さらに、逃し弁は微小重力下では気液混合状態となるため気体のみを外に逃すことは困難である。一方、本研究で提案する手法では、図 1-5 に示すようにタンクからスラスタまでの配管またはそこから枝分かれした樹脂製チューブにタンク内で発生した酸素を送り、そこで樹脂の気体透過性を用いて酸素を外に逃がすことで供給系全体としての圧力上昇を抑制するという仕組みであるため、省スペース化・軽量化・微小重力下での適応性の全てにおいて優れた手法であると考えられる。なお、この手法は、前述の通りほどよし 3 号で押しガス系統の配管に樹脂製チューブを用いたことで、押しガスのリークが発生してしまった失敗からヒントを得て発案された方法である。



その初期検討として行われたシミュレーションの結果では、外径 1/4 インチの PFA チューブ 1.25 m をタンクに取り付けることで噴射に適した 300～600 kPa (Abs) に内圧を保持することが可能であることが分かった。しかし、その実証実験を行ったところ、シミュレーション結果に反し、チューブ取付タンクはタンク単体に比べて圧力上昇率が大きくなった (図 1-6 参照)。このとき用いたシミュレーションでは、線形式で表した酸素発生量と、気体透過係数を用いた理論式で表したチューブ表面における気体透過量の 2 成分のみしか考慮していない。そのため、シミュレーションに組み込めていない物理現象がシミュレーションと実験の相違を生んだのだと考えられる。タンク内圧制御手法を実験のみで検討するには一回の実験で年単位の時間を要するため、この相違を埋め、高精度化したシミュレータを構築することにより、研究を効率化することが求められている。

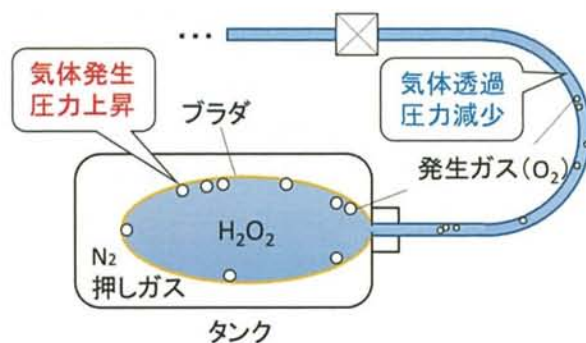


図 1-5 樹脂製チューブの気体透過性を用いた圧力制御手法

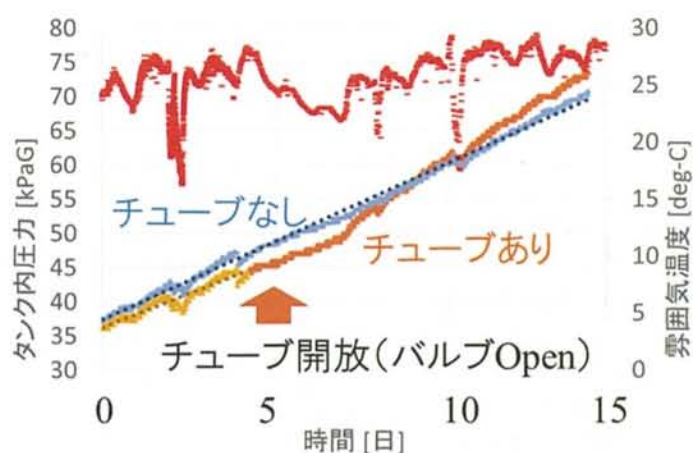


図 1-6 チューブ取付タンクの圧力履歴

## 1.2 目的

本研究では、 $\text{H}_2\text{O}_2$  貯蔵中のタンク内圧上昇問題に対し、「継続的なタンク内圧制御手法」を実現することを目標とし、以下三点の目的を掲げる。

- I. タンク内圧変動因子の分析
- II. タンク内圧のモデル化
- III. タンク内圧制御手法を再検討

目的 I タンク内圧変動因子の分析に関しては、先行研究にて実験とシミュレーションの相違が生ま

れた原因と考えられるタンク内圧変動因子をピックアップし、各因子の内圧変動に与える影響の大きさを比較する。因子分析はモデル化に組込む現象を取捨選択することが主な目的であるが、目的Ⅲにおいても、因子分析により得られた知見により各変動因子の特徴をふまえてより良いタンク内圧制御手法を提案することを可能にすると考える。

目的Ⅱタンク内圧のモデル化に関しては、目的Ⅰで把握した主な内圧変動因子を定式化し、タンク内圧のモデル化を行う。それをもとに、タンク内圧の時間履歴を求めるシミュレータの構築を目指す。従来の線形式による酸素発生量と理論式による気体透過量の2成分のみを考慮したシミュレーションと比較して、より高精度なシミュレーションを行うことが可能となれば、タンク内圧制御手法の検討をシミュレーションにより行うことが可能となる。さらに、実際に衛星搭載され運用する際には、圧力計故障時などにおいても内圧予測が可能となったり、また、軌道上での異常事態（異常温度、バルブ閉塞等）に備えたハザード分析を行う上でも役に立つと考えられる。

目的Ⅲタンク内圧制御手法の再検討に関しては、先行研究で提案している樹脂製チューブの気体透過性を用いた内圧制御手法に加え、目的Ⅰで行う因子分析の知見をもとにさらに適した内圧制御手法を模索する。各手法について、目的Ⅱで構築したシミュレータのみにより効果を検証する。このシミュレーション結果より最適な手法を選び、今後実験でタンク内圧制御の検証を行う際の条件決定に役立てる。

## 第2章 過酸化水素水貯蔵タンク概要

本章では、次章以降の前提知識となる 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  貯蔵タンクの概要を説明する。2.1 節では、60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系概要を、2.2 節では 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  の一般的な特性と選定理由を、2.3 節ではタンクの諸元と設計基準を、2.4 節では配管に用いられる樹脂製チューブの諸元や特性について述べる。2.5 節では、先行研究として進められてきたタンク内圧制御手法の仕組みや原理について説明する。

### 2.1 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$ 一液式推進系

本研究で対象とする 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系の概要を説明する。図 2-1 は 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系の基本要素と推力発生の仕組みを図示したものである。主に供給系とスラストの二つで構成されており、供給系はその名のとおり推進剤を貯蔵・供給する役割を、スラストは推力を発生させる役割を担っている。タンクの中に貯蔵されている推進剤 (60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$ ) は、電磁弁が開くとタンク内の押しガスに押されて配管を通りスラストまで送られる。スラストには The Lee Company 製の噴霧器 (Atomizing Nozzle, IAZA1200110K) がついており、スラストまでたどり着いた推進剤はチャンバ内の触媒に向けて噴霧される。このとき、噴霧器の特性上、上流と下流の圧力差により流量が決まるため、押しガス圧力は推進剤流量の決定に大きく影響を与える<sup>14)</sup>。推進剤は触媒により分解反応を起こしてチャンバ圧は上昇し、スロートからノズルを通り加速されたガスが噴射され、推力を発生する。実機に搭載する場合には、図 2-2 の系統図で表されるようなシステムになる。タンクには内圧をはかる圧力計とタンク側面の雰囲気温度をはかる熱電対が取り付けられる。配管は押しガス側は金属配管、 $\text{H}_2\text{O}_2$  側は樹脂製チューブを採用する。

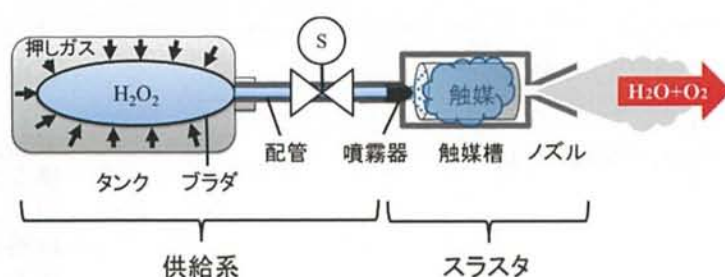


図 2-1 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系の構成と仕組み



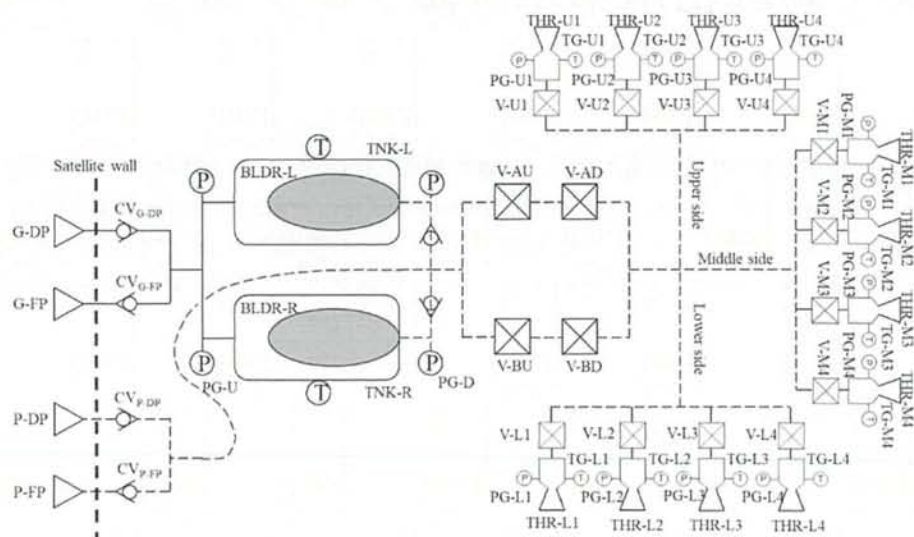


図 2-2 系統図（実機搭載用の一例）

## 2.2 過酸化水素水

60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  の特性について説明する。  $\text{H}_2\text{O}_2$  の物理的性質は表 2-1 に示す通りである。凝固点が低いことが 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  の特徴である。  $\text{H}_2\text{O}_2$  は一般に水で薄めた水溶液として利用され、3wt%水溶液は傷の殺菌消毒に使われているオキシドールとして親しまれている。  $\text{H}_2\text{O}_2$  の特徴の一つとして、  $\text{H}_2\text{O}_2$  自体は安定であるが、不純物の混入や容器の表面状態により容易に分解することが挙げられる。  $\text{H}_2\text{O}_2$  分解の熱化学方程式は式 (2-1) で表される。

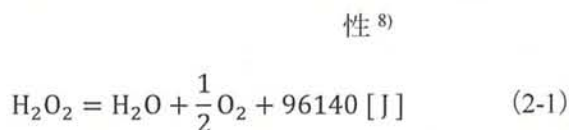


表 2-1 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  特

外観	無色透明の液体
匂い	特有の刺激臭
凝固点[°C]	-50
沸点[°C]	119
引火点	なし
自然発火点	なし
比重	1.24(25°C)

特に、触媒に接触すると激しく分解し、高温の水蒸気と酸素を発生する。この性質を利用し一液式推進系の推力を得る。  $\text{H}_2\text{O}_2$  の触媒には二酸化マンガ、プラチナ、酸化鉄、白金、パラジウム、酵素の一種のカタラーゼなどが挙げられるが、  $\text{H}_2\text{O}_2$  は不安定なためにたいいていの物質が触媒としてはたらく。そのため、容器の内側に微量であっても不純物がついたまま  $\text{H}_2\text{O}_2$  を入れて貯蔵すると、式 (2-1) の化学反応がおきる。ただし、洗浄したタンク内にはわずかながら不純物が残存し、それによる分解を本研究では自然分解と呼ぶこととする。また、不純物がなくとも、容器に凹凸部分が存在するだけでごくわずかではあるが分解反応が起きる。その反応速度が速い場合は爆発的に圧力が高くなり、容器が破壊する恐れもある。そこで図 2-3 を見ると、  $\text{H}_2\text{O}_2$  濃度 65wt%で蒸発潜



熱と分解熱のグラフが交差していることが分かる。65wt%以上の濃度では分解反応により液温が上昇し、その温度上昇に伴って分解反応速度が上がるため、爆発的（加速的）分解反応が起きるのだと考えられる。すなわち、63～64wt%以下であれば分解熱が蒸発潜熱よりも小さくなるため、反応が加速度的に進むことはないと考えられる。

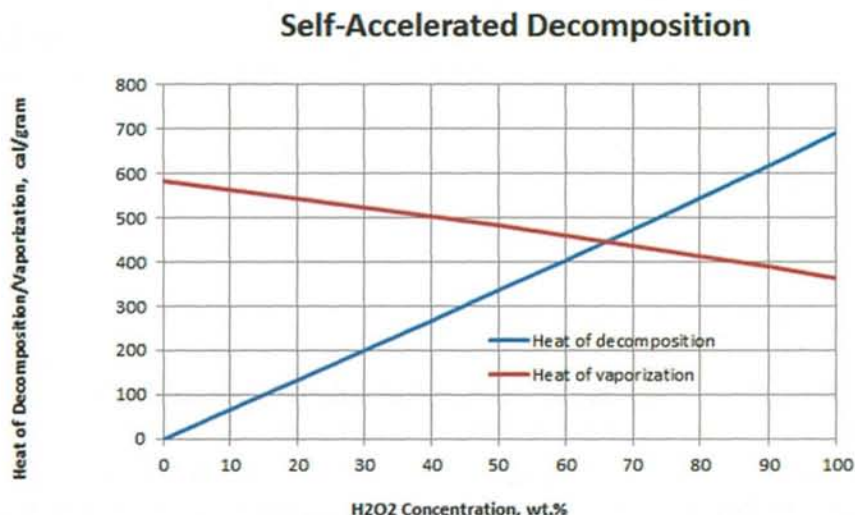


図 2-3 H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> の濃度による分解熱と蒸発潜熱<sup>5)</sup>

次に、60wt% H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> を超小型衛星搭載用化学推進系の推進剤として採用した理由を確認する。選定のポイントは以下3点である。

1. 低毒性
2. 入手性、低価格
3. 安定性

まず、毒性については従来の宇宙機用推進系で広く使われてきたヒドラジンと比較する。H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> はヒドラジンに比べ極めて毒性が低く、環境負荷低減、製造・取扱いおよび射場での運用コスト低減といった大きなメリットをもつ。ヒドラジンは高い毒性を有しており、ヒドラジンの人に対する急性影響としては呼吸障害、中枢神経抑制作用、肝障害、腎障害等があり、誤飲による死亡例が報告されている。それに対し、H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> は高濃度のものが皮膚に付着すると痛みをともなう白斑が生じるという症状があるが、水でよく洗い流す程度の処置で済む。発がん性において比較しても、国際がん研究機関 IARC の発がん性分類<sup>15)</sup>によれば、ヒドラジンはグループ 2B「ヒトに対する発癌性が疑われる (Possibly carcinogenic to humans)物質」に分類されるのに対して、H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> はグループ 3「ひとに対する発がん性が分類できない(Not Classifiable as to its Carcinogenic)物質」と1ランク下の分類になっている。各薬品の取り扱いにおいても、ヒドラジンでは防護服を身に纏うなどの重装備に加え有毒ガスモニタが必要であるが、H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> の場合はゴム手袋と保護めがねなどの軽装備でよい。運用性、取り扱い性が圧倒的に向上する。2.1.1 項の式(2-1)からも分かるとおり、反応による生成物が水と酸素のみである点に関しても、非常に環境にも人にも優しい推進剤である。

また、近年低毒性推進剤として注目されている硝酸ヒドロキシルアンモニウム(HAN : NH<sub>2</sub>OHNO<sub>3</sub>)と比較すると、入手性の面で優れている。HAN 系推進剤は安定した燃焼が困難で高温・高圧環境下で激しく燃焼するといった問題点から HAN に安定化させるための物質を添加する必要がある。すなわち市販品をそのまま推進剤として用いることはできない。一方で 60wt% H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> であれば安定剤も含まれた市販品が世界中どこでも安価で手に入る。射場がどこであっても、推進剤を現地で調達して充填することが可能なのである。このことにより、海外から打ち上げる際に最大の問題となる推進剤輸送の安全審査を省くことができる。短期開発が利点の小型衛星にとって、

打ち上げまでの手間が少なくすむことは大きなメリットである。

最後に  $\text{H}_2\text{O}_2$  の安定性については、60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  であれば分解熱よりも蒸発潜熱の方が大きいという理由から加速的な反応は抑えられるため、貯蔵性に優れている。さらに安定剤が入っていることからより安全性が増している。古くから  $\text{H}_2\text{O}_2$  を利用した化学推進の研究開発が行われてきたが、爆発事故等が相次ぎ近年では  $\text{H}_2\text{O}_2$  の利用は避けられていた<sup>16)</sup>。しかし、これらの推進系で用いていた  $\text{H}_2\text{O}_2$  は70～99%と高濃度<sup>20)</sup>であったために爆発事故が起きたのであって、今回使用する60wt%の中濃度であればその危険性は極めて少ないと考えられる。なお、本研究室ではタンク内に60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  を充填する際には、容器の「枯らし」という作業を行っている。「枯らし」とは、容器内を蒸留水で数回すすいだ後、60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  を充填して二週間ほど放置しておくことで、容器と60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  の反応が弱まることが確認されている。「枯らし」を行い、反応速度を小さくすることもタンク内貯蔵の安全性向上の手段であると考えている。

## 2.3 タンク

本研究で対象とする60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系の推進剤供給方式はブローダウン方式を採用している。そのため、タンクの役割は推進剤である60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  の貯蔵と押しガスの貯蔵の二つである。充填可能な推進剤の容量はタンク容量の8分の5程度である。残りの8分の3には押しガスが充填される。推進剤と押しガスの充填容積比5:3は、60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  を用いた本推進系の開発をしてきた中で、実験から最適な割合を模索し、決めたものである。

推進剤である60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  は金属タンクの中に直接充填せずに、ブラダをタンク内に装着してその中に60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  を充填する。押しガスはブラダの外に充填する。高圧の押しガスがブラダを押すことで、60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  をスラストまで供給することが可能となる。また、軌道上では微少重力環境になるため、同じ空間に気体と液体が共存する場合、気体と液体が混合してしまうが、ブラダにより押しガスと推進剤がわけられているためその恐れはない。ブラダの製作は成形加工により製作費用が高価という問題点があるため、安価で且つ強度、耐触性、耐薬品性に優れた民生品ブラダを採用する<sup>7)</sup>。

タンク本体に関しては以下の5点の要求を満たすように設計されている。図2-4に推進剤タンクの製作物の側面図(a)およびCAD図の側面図(b)、またタンク内に装着するブラダ(c)と装着概念図(d)を、表2-2にタンクの諸元を示す。

### <要求>

1. 最大予想使用圧力(MEOP : maximum expected operating pressure) 2 MPa とするために、安全率1.5 をかけた内圧 3 MPa に耐えられること。
2. 外部リーク（押しガスや60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  が本体と蓋の隙間から流出）が  $1.0 \times 10^{-5}$  sccs<sup>※</sup>未満であること。
3. 内部リーク（ブラダの内外で通じ合う）が  $1.0 \times 10^{-5}$  sccs 未満であること。
4. タンク内に民生品ブラダを装着可能かつ推進剤の重量でブラダの口が滑り落ちることのないこと。
5. 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  で反応しない（60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  の触媒とならない）材料を用いること<sup>9)</sup>。

※ sccs … 流量の単位。standard cc/sec, 1 atm (大気圧 1013 hPa), 25 °C



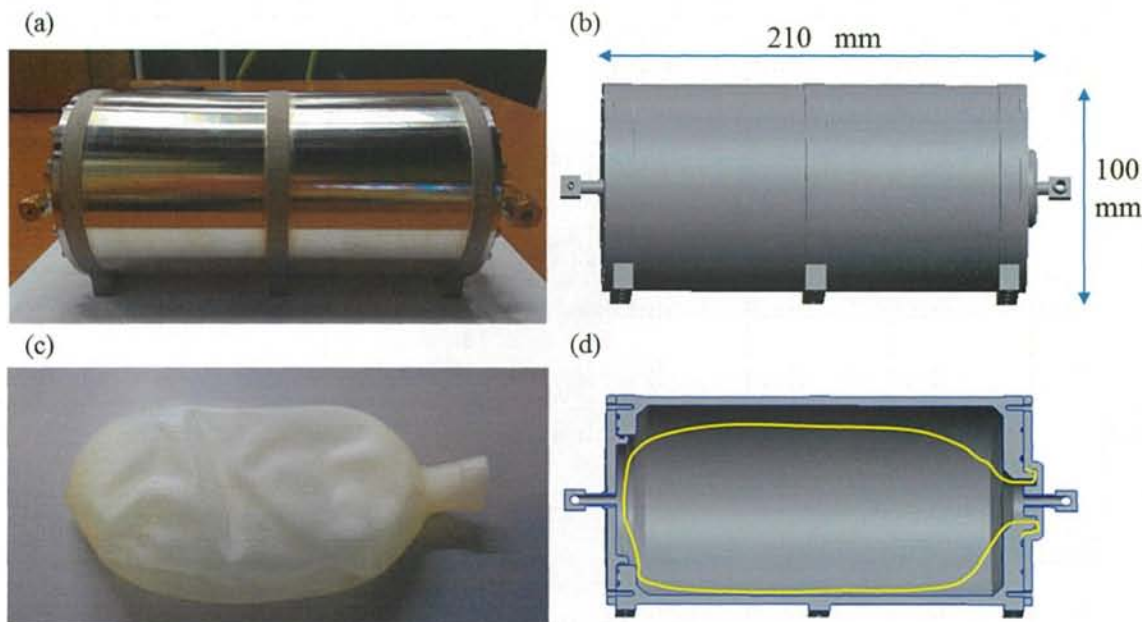


図 2-4 推進剤タンク (a)タンク製作物, (b)タンク CAD 図, (c)民製品ブラダ, (d)ブラダの装着概念図

要求 1 に関しては著者の卒業論文<sup>6)</sup>で強度解析を行っているためそちらを参照してほしい。要求 2 に関しては押しガス側、推進剤供給側の各面で樹脂製 O リング 2 つ、メタル O リング 1 つによる 3 シールを施すことで、リークを抑えている。タンク製作会社では完成後、各面 1 つの樹脂製 O リングでリーク試験を行い要求流量以下であることを確認済みである。要求 3 に関しては、ブラダをタンクの口に O リングで押し当てることによりリークを防ぐ仕組みである。この方法により要求 4 も満たすことができる。要求 5 に関しては、60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  との相性<sup>9)</sup>と強度<sup>18)</sup>を両立する A5056-H112 をタンク本体に、SUS316L をタンク蓋に採用する。強度に関しては NASA による MFSC-STD-3029 REV. A<sup>19)</sup>を判断基準としており、SUS304 は応力腐食割れに高耐性を有することが認められている。アルミニウム 5000 Series については、高マグネシウム含有のものは H111, H112 などの処理をすべきであることが記されている。A5056 の成分は  $\text{Si}=0.30$ ,  $\text{Fe}=0.40$ ,  $\text{Cu}=0.10$ ,  $\text{Mn}=0.05\sim0.2$ ,  $\text{Mg}=4.5\sim5.6$ ,  $\text{Cr}=0.05\sim0.20$ ,  $\text{Zn}=0.10$  であることから、マグネシウム 4.5~5.6% と高含有率であるため、A5056H112 を採用している。60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  との相性が良いこととは、60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  がその物質に触れることにより分解反応が起きないこと、その物質が腐食されないことを示している。

要求 2, 3 のリークに関しては、本研究室で定める許容リーク量を  $1.0 \times 10^{-5}$  sccs 未満として供給系の組み立て時には必ず毎回リークチェックを行うようにしている。当研究室で所有する RESTEK 社製 Helium Leak Detector を図 2-5 に示す。最小で  $1.0 \times 10^{-5}$  sccs のヘリウムガスを検出することができる。

表 2-2 改良版タンクの諸元

重量	kg	1.7
サイズ	mm	φ 100×L210
タンク容量 (1 本当たり)	cc	1150
推進剤搭載可能量 (1 本当たり)	cc	720
最大使用圧力	MPa	2.0
耐圧試験	MPa	3.0



図 2-5 Helium Leak Detector

## 2.4 樹脂製チューブ

60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系では樹脂製チューブを配管として採用している。採用理由を以下に 3 点示す。

### <採用理由>

1. タンクとの接続部など、振動による応力集中が避けられること。
2. 耐薬品性に優れていること。
3. タンク内の圧力上昇の抑制が期待できること。

採用理由 1 の背景には、過去に製作した金属配管を用いた供給系の試験モデルの失敗がある。その失敗は、振動試験実施時にタンクの溶接箇所が破断したことである。樹脂製のフレキシブルチューブを代用することで、振動による接続部の応力集中が最低限に抑えられることが期待できる。採用理由 2 については、フレキシブルチューブの中でも耐薬品性に優れている PFA チューブ (図 2-6) や FEP チューブを使用することが適切だと考えられる。PFA も FEP もどちらもフッ素樹脂であり、非常に似た性質を持つ。FEP でも十分に要求性能を満たすが、PFA には高温下でも耐薬品性が良いこと、極低温から高温まで強靱さと柔軟さを保つなどのメリットを有する<sup>18)</sup>。採用理由 3 に挙げられるタンク内圧上昇の抑制については、樹脂製チューブ表面の気体透過性を利用することが可能であるためである。配置場所としては、系統図 (図 2-2) の点線で示された部分 (60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  の流路) である。

本研究で対象としている推進系は民生品を用いることで低価格化を目指しているため、チューブも市販品を採用する。本研究で用いる株式会社潤工社製 PFA チューブの諸元を表 2-4 に示す。なお、本研究ではチューブの気体透過性も注目すべきパラメータの一つであるが、製造及び販売を行う各社が公開するチューブの気体透過係数は異なっている。株式会社潤工社による PFA チューブの気体透過係数の公開は無かったため、ダイキン工業株式会社が公開する気体透過係数を表 2-3 に



図 2-6 PFA チューブ<sup>17)</sup>

表 2-3 チューブの気体透過性<sup>17)</sup>

	PFAチューブ	FEPチューブ
窒素	$1.4 \times 10^{-8}$	$1.2 \times 10^{-8}$
酸素	$4.8 \times 10^{-8}$	$3.7 \times 10^{-8}$

単位:  $\text{cm}^3 \cdot \text{cm} / \text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{atm}$

表 2-4 PFA チューブ諸元<sup>19)</sup>

部品番号	チューブ寸法 mm × mm	破壊圧力 MPa	最高使用圧力 MPa	最小曲げ半径 mm
TA1/8G	3.18 × 1.65	9.3	< 2.3	10
TA1/4G	6.35 × 3.96	6.8	< 1.6	20

## 2.5 タンク内圧制御

60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  一液式推進系の供給方式はガス加圧式の一つであるブローダウン方式を採用している。採用理由は以下の通りである。液体ロケットエンジンの推進剤供給方式にはガス加圧式とターボポンプ式があるがターボポンプ式はタービンを駆動し高温高压のガスを得る方法であるため、衛星搭載には向いていない。そのため、衛星ではガス加圧式が採用されることが一般的である。ガス加圧式の中にも調圧方式とブローダウン方式の二種類があるが、一般的な大型衛星に搭載する調圧方式では、推進剤を貯蔵するタンクのほかに押しガスを蓄えておく高压気蓄器が存在し、かつ高压の一次圧に耐え得る調圧弁が必要となるため、搭載容積の都合上小型衛星への採用は難しい。これらの理由から、本推進系では気蓄器を搭載せずにあらかじめ推進剤タンクに封入しておいた高压ガスのみで推進剤を送るブローダウン方式を採用している。

しかし、ブローダウン方式にはデメリットも存在する。それは、推進剤の流出とともに推進剤タンク圧力が減少するということである。スラスタに取り付けられている噴霧器は前述のとおり上流と下流の圧力差により決まった流量を噴霧するという仕様になっているため、タンク内圧の低下は流量の低下に直結する。流量の低下はチャンバ圧の低下や燃焼不安定になる可能性が考えられる。このデメリットに対しては、推進剤を使い切るまでの間、安定燃焼に必要なタンク内圧を保つことが可能な押しガス量を充填して打ち上げることが必要である。なお、重量や搭載容積が大きくなることを許容できるのであれば気蓄器を追加し調圧式にすることも可能である。そうすることで、推進剤残量が減るにつれてタンク内圧が減圧することを避けることが可能である。実際に、現在開発中の 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  とエタノールを用いた二液式推進系は一液式推進系に比べて噴射に適したタンク内圧の範囲が非常に小さいと考えられるため、調圧式にすることが検討されている。ただし、60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  貯蔵タンクのように増圧してしまうものを減圧することは従来の推進系タンクでは想



定されていない。ブラダの外の押しガスを抜くことで減圧することも考えられるが、それではブラダは風船のように膨らみタンクの凹凸や押しガス供給用の配管へと食い込みブラダが破れてしまう可能性が危惧される。ブラダ内で発生した気体を外に出すことによる減圧が最善の策である。

そこで、「樹脂製チューブの気体透過性を利用したタンク内圧制御手法」を 2015 年度著者の卒業研究で提案した。まずはこの方法にたどり着いた経緯を説明する。前述されているように、60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> は貯蔵中に自然分解が発生する。それに伴い気体酸素が発生し、タンク内圧は上昇する。一方で継手やタンク蓋などの接続部において微量の気体リークが生じることで減圧する。このタンク内圧の上昇と減少が釣り合う事でタンク内圧は一定に保たれることが実験により確認されている。しかし、継手などの接続部におけるリークを利用してタンク内圧の上昇を抑制することは接続部のリーク量を正確に量ることが出来ない限り困難である。なぜならば、ある一定の気体発生量のもとでは、終端圧力（タンク内圧変化が一定になる圧力）を決定するのはリーク量であるためである。すなわちリーク量によっては数 MPa 以上まで上がった末に圧力が一定になるということや、逆に噴射に不十分な数十 kPa まで下がるということもあり得る。

そこで、検出不可能な不特定のリーク（継手などの接続部でのリーク）を極力減らし、その代わりに特定可能なリークを意図的に生じさせることで、終端圧力を操作することができると考える。その一つの手段として、樹脂製チューブなどの気体透過性を利用できると考えられる。気体透過性とは、材料の表面を気体が通過するという性質であり、材料の種類や肉厚、圧力差、気体の種類などに応じてそれぞれ程度は異なる。気体透過性を持つ材料は樹脂以外にもセラミックスなどあるが、推進系でもともと配管として使用していた樹脂製チューブに注目した。本推進系において透過したい気体は 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> の反応により発生した酸素であるため、推進剤供給側の配管として用いられるチューブをタンク内圧上昇抑制器として利用することが効果的であると考えている。



## 第3章 タンク内圧変動因子分析

第3章ではタンク内圧の変動に影響を与えるタンク内圧変動因子について分析を行う。タンク内圧変動因子は以下の4つが考えられる。

1. タンク内の押しガスである窒素の熱膨張，熱収縮
2. タンク内の押しガスである窒素の継手やタンク蓋におけるリーク
3. 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 接触面（ブラダ，配管）における自然分解（気体発生を伴う。（2-1）式参照）
4. 樹脂製チューブの気体透過性

この4つの因子について分析を行い，本章で得られた知見を第4章のタンク内圧のモデル化に反映する。なお，本章では，各圧力変動因子について1気圧に戻した際のタンク内の気体量変化  $v_x$  [cc] を用いて各変動因子の与える影響を比較する。

### 3.1 タンク内押しガスの熱膨張・熱収縮

タンク内の押しガスである窒素は，体積 $V$ が一定の場合のボイル・シャルルの式（3-1）に則って熱膨張，熱収縮する。式（3-1）では体積 $V$ が一定であるが，本章では1気圧に戻した際のタンク内の気体量変化  $v_x$  [cc]を用いて各変動因子の与える影響を比較するため，圧力 $P$ が一定とし，シャルルの法則より式(3-2)で気体内容量変化は表される。

実際の衛星搭載用タンクにおいて，熱膨張・熱収縮がタンク内圧変化に及ぼす影響について以下検討する。2.3 節の衛星搭載用タンクで1本の内容積が1150 cc，その8分の5である720 ccの60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>を充填したとする。雰囲気温度25℃，大気圧下で充填作業を行った場合，タンク内の余剰空間430 cm<sup>2</sup>には430 ccの空気が入った状態である。押し圧を2気圧にする場合，新たに430 ccの窒素ガスを充填してタンク内押しガスの内容量は860 ccとなる。軌道上において推進系タンク周辺の温度変化は10℃だとする。このとき，充填時の25℃から±5℃変化させた場合，気体内容量変化および圧力変化は表3-1のようになる。初期圧力500 kPa（Abs）の際に±5℃変化させると，気体内容量変化は約±36.1 cc，圧力変化は約±8.35 kPaであることがわかる。

$$\frac{P_1 V}{T_1} = \frac{P_2 V}{T_2} \leftrightarrow \frac{P_1}{T_1} = \frac{P_2}{T_2} \quad (3-1)$$

$$\Delta V = V_1 - V_2 = V_1 \left(1 - \frac{T_2}{T_1}\right) \quad (3-2)$$

表 3-1 押しガスの熱膨張・熱収縮

初期圧力 kPa(Abs)	初期内容量 (25 deg-C) cc@1atm	- 5 deg-C 変化した場合 (20 deg-C)		+ 5 deg-C 変化した場合 (30 deg-C)	
		cc@1atm	kPa	cc@1atm	kPa
200	860	-14.4	-3.35	14.4	3.35
300	1290	-21.6	-5.03	21.6	5.03
400	1720	-28.8	-6.70	28.8	6.71
500	2150	-36.1	-8.35	36.1	8.39

### 3.2 継手やタンク蓋におけるリーク

継手やタンク蓋におけるリークは、充填前にリークチェックを行うためリークディテクタの最小検出値以下のリーク量に抑えられていると考えることが可能である。本研究室で使用しているリークディテクタは図 2-5 のものであり、ヘリウム検出能力の最小値は $1.0 \times 10^{-5}$  sccs である。実験前には毎回、ヘリウムを 4 気圧程度充填し、リークチェックを行っているため、各接合箇所におけるリーク量は $1.0 \times 10^{-5}$  sccs 以下に抑えられていると考えて良い。タンク単体では図 3-1 に示す継手、圧力計取付部、タンク蓋（赤の接合箇所）で気体のリークが発生すると考えられる。1 箇所あたり $1.0 \times 10^{-5}$  sccs 以下で合計 5 箇所であることから、1 日 24 時間あたり最大で 4.32 cc のリークが考えられる（式(3-3)参照）。また、このリーク量を圧力変化量になおすと、1.0 kPa/day となる（式(3-4)参照）。なお、タンク胴体はアルミニウム、タンク蓋はステンレスでできていることから、金属の熱膨張係数の差によりタンク蓋部分のリークが実験途中で変わる可能性が考えられるため、実験をする上で留意する必要がある。

$$(1.0 \times 10^{-5}) \times 5 \times (60 \times 60 \times 24) = 4.32 \text{ cc/day} \quad (3-3)$$

$$\frac{4.32}{430} \times 100 = 1.0 \text{ kPa/day} \quad (3-4)$$

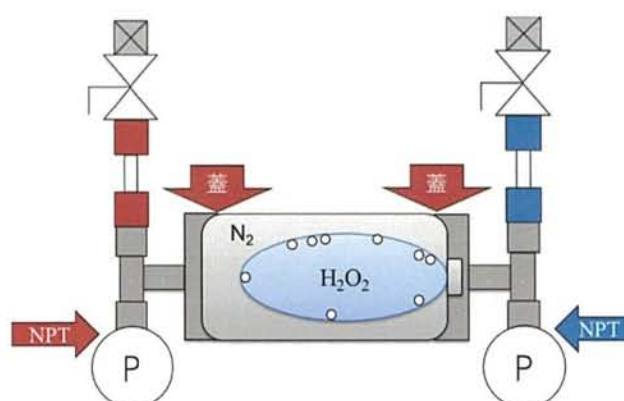


図 3-1 タンクリーク箇所  
(赤：内部が気体の接合部，青，内部が液体の接合部)

### 3.3 接触面における H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 自然分解

60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> の自然分解の特性について実験を通じて評価する。本論文における自然分解とは、不純物の混入や微細な突起などに誘起される反応を示し、意図的かつ積極的に触媒を用いて分解させる反応のような反応速度の速いものとは区別する。自然分解の様子を観察するために、衛星搭載時と同様のタンクにて 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> を充填してタンク内圧上昇の時間履歴を計測する。

実験方法を以下に示す。使用するタンクは 2.3 節で紹介した 1150 cc の衛星搭載用のタンクを二本準備し、同等の条件で実験を行う。充填する 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> は 2017 年 7 月に納品された 60wt% H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> である。計測には圧力計（Honeywell 社の 19C100）と K 型熱電対を使用し、ロガー（KEYENCE 社製 NR-1000）で記録する。実験期間は、タンク 1 は 2017 年 10 月 19 日から 2018 年 1 月 4 日までの 77 日間、タンク 2 はタンク 1 と同時に開始し 2017 年 12 月 14 日までの 46 日間である。実験条件

を表 3-2, 実験結果を図 3-2 に示す。

図 3-2 のグラフを線形近似にて傾きを求めることにより, 圧力上昇率はタンク 1 が 3.52 kPa/day, タンク 2 が 3.92 kPa/day であって, 試験期間を通しての平均温度は 24℃であった。気体変化量に直すと, タンク 1 は 15.14 cc/day, タンク 2 は 16.86 cc/day となる。

表 3-2 自然分解率測定実験 (タンク 1, タンク 2 共に同条件)

雰囲気温度	deg-C	室温
推進剤	-	60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>
タンク容量	cc	1150
推進剤充填量 (タンク容量の 5/8)	cc	720
余剰空間体積 (タンク容量の 3/8)	cm <sup>3</sup>	430
初期圧力	kPaG	200
サンプリング周期	min	10

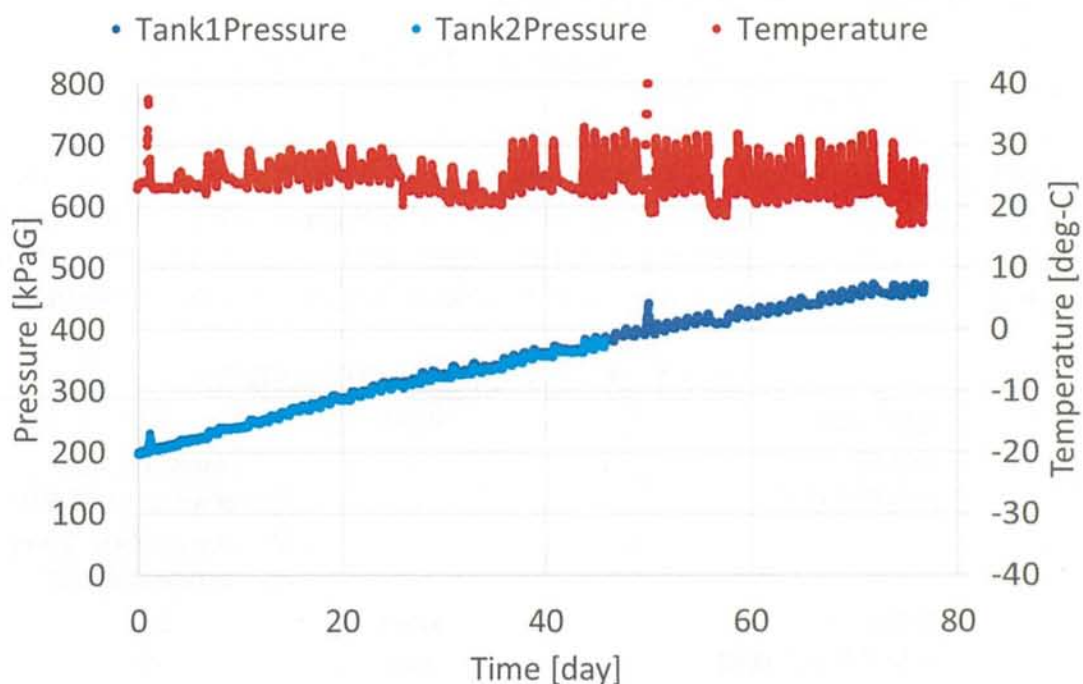


図 3-2 タンク内圧上昇の時間履歴

また, 自然分解にも温度依存性が存在し, アレニウスの法則が適応される。アレニウスの式を式(3-5)に示す。なお, 化学反応の反応速度定数 $k$ , 定数 $A$ , 活性化エネルギー $E_a$ , 気体定数 $R$ , 絶対温度 $T$ である。反応速度は触媒(本節における接触面)や反応物(本節における 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>)などの種類や条件により変わってくるが, 一般に 10℃の変化で反応速度は理論上 2.2 倍程度と言われている<sup>5)</sup>。例えば, 活性化エネルギー $E_a$ を 40 kJ/mol として計算すると, 式(3-6)より 20℃から 30℃の 10℃上昇で反応速度が 1.72 倍速くなることが確認できる。

$$k = Ae^{-\frac{E_a}{RT}} \quad (3-5)$$



$$X = \frac{k_2}{k_1} = \exp \left\{ \frac{E_a}{R} \cdot \left( \frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right) \right\} = \exp \left\{ \frac{40 \times 10^3}{8.3} \cdot \left( \frac{1}{293} - \frac{1}{303} \right) \right\} = 1.72 \quad (3-6)$$

なお、自然分解速度は温度のみならず、60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>への不純物混入、濃度変化などにより変化する。不純物混入に関しては、同じタンクまたはチューブに同じ容器内の60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>を充填したとしても、等温において反応速度にばらつきがあることが確認されている（付録 D 参照）。容器内の60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>のうち下の方は不純物が沈殿している可能性が考えられる。不純物の混入に関しては、一度タンクまたはチューブに充填してしまえばその量は変わらないため、充填後にその影響が変わることは考える必要はない。濃度に関しては、「コンテナでの保存で1%/year、ドラム缶での保存で2%/yearの割合である濃度は下がる」ことが認められており<sup>9)</sup>、本推進系のタンクはドラム缶よりもさらに小さな容積であるため、さらに早い勢いで濃度低下が進んでいると考えられる。

### 3.4 樹脂製チューブの気体透過性

樹脂製チューブ内の内圧変動は、60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>接触面での自然分解による圧力上昇と、気体透過による圧力減少の組み合わせで変動すると考えられる。これに基づけば、圧力上昇と圧力減少の割合が等しいとき、終端圧力（圧力変化せずに横ばいになった圧力）を迎えるはずである。60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>と気体酸素の充填割合を変えたものを3種類準備し、それぞれにおけるチューブ内圧変化を計測する。計測には圧力計（Honeywell 社製 19C300）と K 型熱電対を使用し、ロガー（KEYENCE 社製 NR-1000）で記録する。実験条件を表 3-3 に、実験結果を図 3-3、図 3-4、図 3-5 に示す。なお、満充填時の図 3-3 の 6 日目～7 日目ではロガーの電源が切れていたため計測が途切れている。

表 3-3 チューブ気体透過性評価の実験条件

雰囲気温度	deg-C	室温
推進剤	-	60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub>
推進剤充填量	cc	① 60wt%H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 満充填 ② 60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 2.5 ml ③ 気体酸素満充填
初期圧力	kPaG	200
サンプリング周期	min	10
チューブ種類	-	PFA
チューブ外径	インチ	1/4
チューブ長さ	m	0.5
初期圧力	kPaG	① 0 ② 150 ③ 520

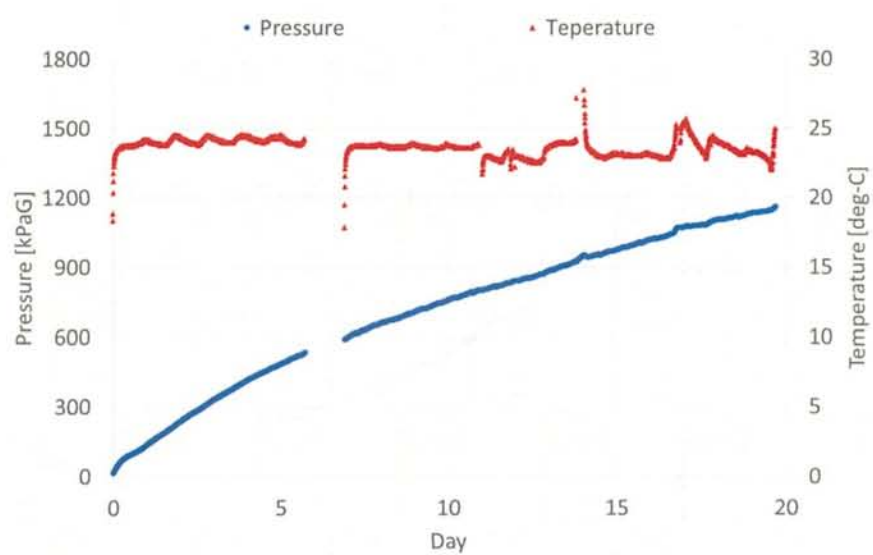


図 3-3 チューブ (①満充填時) 内圧変化

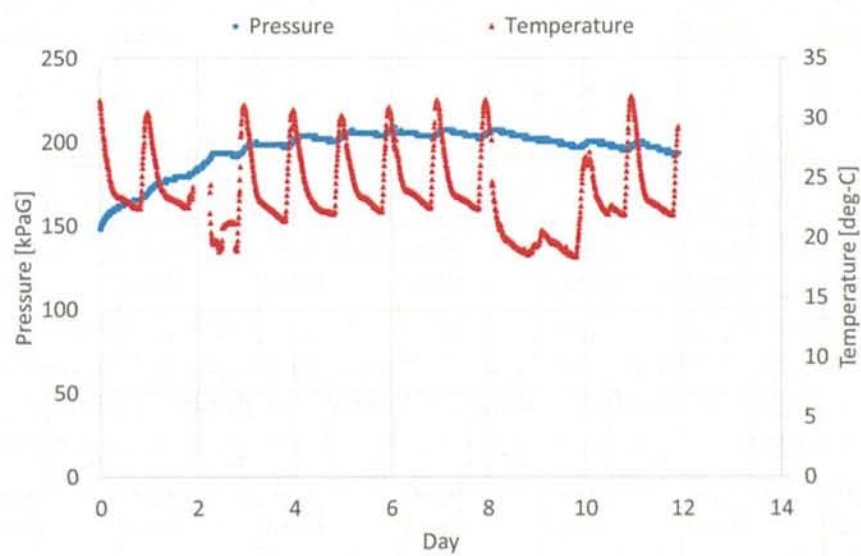


図 3-4 チューブ (②60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  2.5 ml 充填) 内圧変化

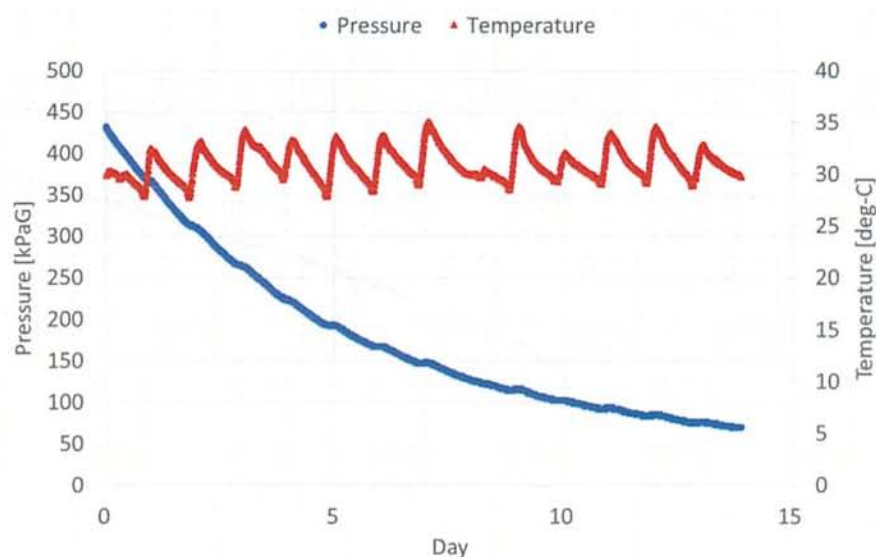


図 3-5 チューブ (③気体酸素満充填) 内圧変化

図 3-3 の 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  満充填時は、実験期間である約 20 日間、内圧は単調増加を続けた。その増加の様子は、内圧が高くなるほど圧力上昇率（傾き）が小さくなっている。この原因は二つ考えられ、一つはチューブ表面からの気体透過、もう一つは自然分解が進むにつれて  $\text{H}_2\text{O}_2$  濃度が下がることが考えられる。

図 3-5 の気体酸素満充填時は、実験期間である約 14 日間、内圧は単調減少を続けた。その現象の様子は内圧が小さくなるほど圧力減少率が小さくなっている。圧力減少の原因はチューブ表面の気体透過で内圧が高いほど気体透過量は大きい性質を持つためこの結果は妥当であると考えられる。

図 3-4 の 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  2.5 ml 充填時の圧力変動は、4 日ほど単調増加を続け、その後 200 kPaG 付近で横ばいになり終端圧力を迎えた。これは圧力上昇を続ける図 3-3 と圧力減少を続ける図 3-5 を足し合わせたようなグラフである。前述した圧力上昇と圧力減少の割合が等しいときに終端圧力を迎えることが本実験により証明された。

気体酸素満充填時である図 3-5 の結果を用いてチューブの酸素透過係数を求める。理論式(3-7)を用いて実験結果のグラフをフィッティングしたものが図 3-6 である。フィッティングの結果、酸素透過係数は  $1.4 \times 10^{-8} \text{ cm}^3 \cdot \text{cm} / \text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{atm}$  であった。この結果は、2.4 節、表 2-3 で紹介したデータシート of 透過係数よりも  $1/3 \sim 1/2$  程度小さい値となった。また、はじめの 2 日間 (300～427 kPaG) を直線近似でとると、圧力変化は -61 kPa/day となる。これを気体量変化に換算すると、-3.8 cc/day となる。

なお、透過量  $V_{\text{out},n} [\text{cm}^3]$  の求めかたは、透過係数  $G [\text{cm}^3 \cdot \text{cm} / \text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{atm}]$ 、チューブ内外の圧力差  $\Delta P [\text{atm}]$ 、チューブ内表面積  $S [\text{cm}^2]$ 、透過時間  $\Delta T [\text{sec}]$ 、チューブ厚さ  $t [\text{cm}]$  としたとき、式 (3-7) で表される。

$$V_{\text{out},n} = G \times \frac{\Delta P_{n-1} \times S \times \Delta T}{t} \quad (3-7)$$

気体透過量が求めれば、そのときのチューブ内圧を求めることが可能になる。大気圧を  $P_0 [\text{kPa (Abs)}]$ 、1 計算周期前のチューブ内気体量を  $V_{n-1} [\text{cm}^3]$ 、1 計算周期中での気体透過量を  $V_{\text{out}} [\text{cm}^3]$ 、



大気圧下でのチューブ内体積を $V_0$  [cm<sup>3</sup>]としたとき、チューブ内圧は式(3-8), (3-9)で表される。

$$P_n = P_0 \times \frac{V_n}{V_0} \quad (3-8)$$

$$V_n = V_{n-1} - V_{out,n-1} \quad (3-9)$$

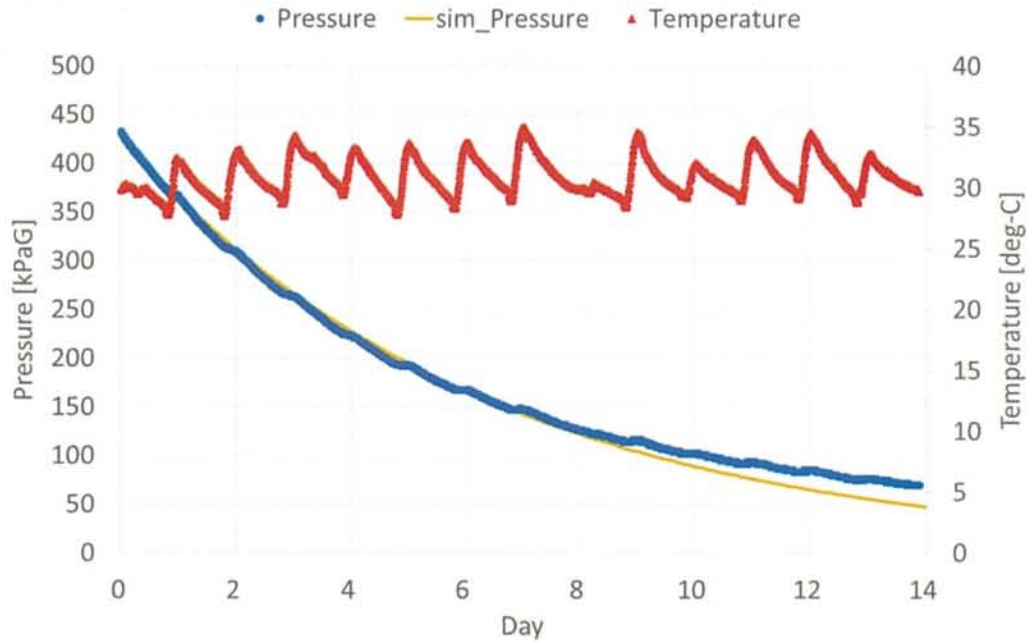


図 3-6 気体透過係数を求めるためのフィッティング

### 3.5 圧力変動因子分析まとめ

3.1 節から 3.4 節までのまとめとして、各内圧変動因子の圧力変化および気体変化量を表 3-4 に示す。4 章でモデル化を実施することを念頭に置き、各内圧変動因子の性質やその影響の大きさを比較する。まず、各内圧変動因子の気体変化量について比較する。最も大きな影響を与える因子は熱膨張・熱収縮である。熱膨張・熱収縮は実質的に気体の物質量が変化するわけではないため一定温度下では圧力変化に影響を及ぼさないが、例えば充填時の温度と軌道上における温度に大きな差が生まれた場合には、充填時に狙った圧力とは異なるタンク内圧になることを留意する必要がある。次に変化量の大きな因子は自然分解である。この因子は熱膨張・熱収縮と異なり気体発生によるものであるため、タンク内の物質量も変化する。また、自然分解速度は温度依存性を持ち、10℃で 2.2 倍程度の速度変化を及ぼすが、その他にも 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> への不純物混入、濃度変化などの影響も受ける。実験を行うごとに（あるいは充填ごとに）反応速度が変わるため、反応速度計測を毎回実施することで決定すべきパラメータである。次に継手やタンク蓋のリーク量は、リークディテクタの性能のみで判断している値であるため最大値は分かるが正確な値を測定することは困難である。リークディテクタの最小検出能力以下のリークに関しては、チューブの気体透過係数、または自然分解による酸素発生量に丸め込むことで対応する。最後に、気体透過は最も小さな気体変化量の因子であるが、チューブの長さ、径、肉厚、及び材料の固有の値である気体透過係数を変化させることで気体変化量は変わる。すなわち、気体変化量の操作が容易なパラメータである。

表 3-4 各内圧変動因子の圧力変化および気体変化量

項目	熱膨張・熱収縮	継手等リーク	自然分解	気体透過
条件	4 気圧 ±5°C変化	接合部 5箇所 4 気圧	タンク内に充填し た 場合	PFA チューブ 1/4 インチ, 0.5 m 4 気圧付近
圧力変化	±6.7 kPa/(5°C)	1.0 kPa/day	3.5 kPa/day	61 kPa/day
気体変化量	±28.8 cc/(5°C)	Max 4.3 cc/day	16 cc/day	- 3.8 cc/day

## 第4章 タンク内圧のモデル化

本章では第3章で特定したタンク内圧変動因子をモデル化（定式化）し、MATLAB®にてシミュレータを構築、その後シミュレーションと実験結果を比較しシミュレータの妥当性を検証する。

### 4.1 タンク単体の内圧モデルとその妥当性検証

#### 4.1.1 モデル化

本項ではタンク単体の内圧モデルの定式化およびそのシミュレータの構築を行う。第3章で分析したタンク内圧変動因子のうち、熱膨張・熱収縮および自然分解の2因子を物理式で表し、タンク内圧 $P_{Ta}$ をモデル化する。モデル式を式(4-1)、(4-2)に示す。なお、添え字「Ta」のついたパラメータはタンクに固有の値である。

$$\text{タンク内圧} \quad : \quad P_{Ta}(n) = \frac{\sum_{k=1}^{k=n} X_{Ta}(k) \frac{dv_{O_2-Ta}}{dn} + v_{N_2} \frac{T(n)}{T(0)}}{V_{N_2}} P_{atm} \quad (4-1)$$

$$\text{自然分解速度の温度依存性} \quad : \quad X_{Ta}(n) = \exp \left\{ \left( \frac{E_{a-Ta}}{R} \right) \cdot \left( \frac{1}{T(0)} - \frac{1}{T(n)} \right) \right\} \quad (4-2)$$

表 4-1 タンク内圧モデル式の文字

文字	単位	説明
$n$	-	ステップ数（本研究では1ステップ間隔を10分で統一）
$P_{Ta}(n)$	kPa (Abs)	タンク内圧
$X_{Ta}(n)$	-	自然分解速度の温度依存係数
$dv_{O_2-Ta}/dn$	cc/(10 min)	1ステップ、単位面積あたりの自然分解による酸素発生量（1 atmでの体積）
$v_{N_2}$	cc	タンク内余剰空間の窒素量（1 atmでの体積）
$V_{N_2}$	cm <sup>2</sup>	余剰空間体積（窒素充填部分の容積）
$P_{atm}$	kPa (Abs)	大気圧
$T(n)$	K	雰囲気温度
$E_{a-Ta}$	J/mol	ブラダと H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> の反応における活性化エネルギー
$R$	m <sup>2</sup> ・kg/s <sup>2</sup> ・K・mol	気体定数

ステップ数  $n$  は今後実験結果と比較するために、実験のサンプリング周期と合わせて1ステップ10分とする。式(4-1)の分子はタンク内の気体量（大気圧に戻したときの体積）、分母はタンク内の余剰空間（窒素充填部分）の体積である。余剰空間辺りにどれだけの気体が入っているかの割合に大気圧をかけて、絶対圧でのタンク内圧 $P_{Ta}$ を表す。分子第一項に、 $n$ ステップまでにブラダ内で発

生した酸素量を表す。自然分解によるタンク内圧上昇率  $dv_{O_2, Ta} / dn$  に、自然分解速度の温度依存係数  $X_{Ta}(n)$  がかかっている。なお、温度依存係数  $X_{Ta}(n)$  はアレニウスの法則で式(4-2)のように表せる。分子第二項はステップ  $n$  における窒素量で、ボイル・シャルルの法則で熱膨張・熱収縮を考慮している。

このモデル式をもとに MATLAB®にてシミュレータを構築する。タンク内圧シミュレータの概要を図 4-1 に示す。式(4-1)、式(4-2)をモデル式としたシミュレータに各パラメータを入力するとタンク内圧の時間履歴が出力される。また、MATLAB®コードを付録 A-1 に示す。

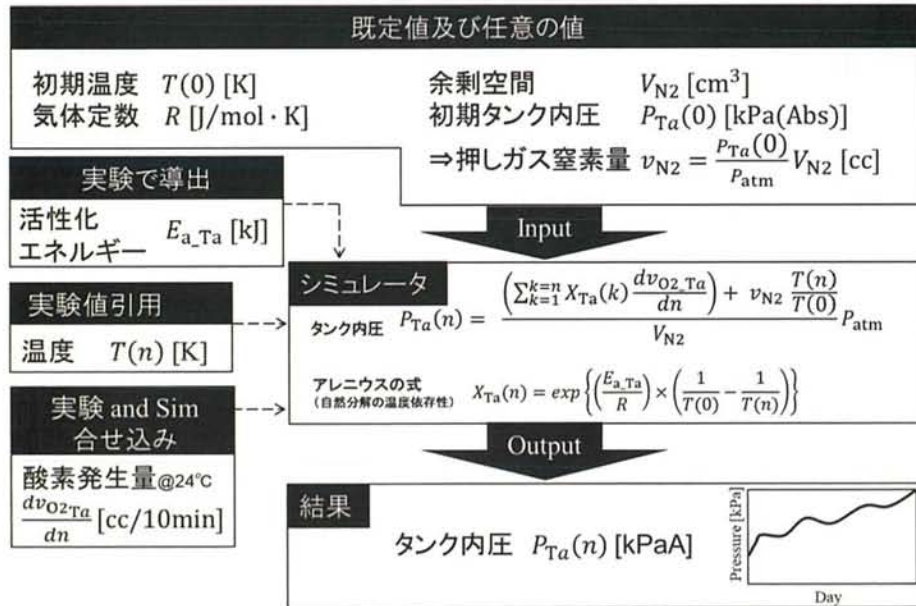


図 4-1 タンク内圧シミュレータ

入力値は初期温度  $T(0)$  [K]、余剰空間  $V_{N_2}$  [cm<sup>3</sup>] (推進剤充填量より算出)、押しガス窒素量  $v_{N_2}$  [cc] (初期タンク内圧より算出)、活性化エネルギー  $E_{a-Ta}$ 、酸素発生量  $dv_{O_2, Ta} / dn$  [cc/day]、時々刻々と変化するステップ  $n$  での温度  $T(n)$  である。温度  $T(n)$  は実験結果と比較する場合は実験から得られた温度を、未来の予測の場合は想定温度を与える。活性化エネルギー  $E_{a-Ta}$  はアレニウスの法則に則り実験を通じて求めることが可能である。その方法は以下のとおりである。

< $E_{a-Ta}$  の求め方>

- ① 対象のタンク (ブラダが装着されたもの) を用意し、 $H_2O_2$  を充填する。
- ② タンク側面に熱電対を取り付け、タンクには圧力計を取り付ける。
- ③ タンクを恒温槽の中に入れ、一つ目の温度  $T_1$  を設定する。
- ④ 温度  $T_1$  に保持した状態が作れたら 1 時間 (6 サンプル) 以上、圧力データを取得する。
- ⑤ 二つ目の温度  $T_2$  を設定する。
- ⑥ 温度  $T_2$  に保持した状態が作れたら 1 時間 (6 サンプル) 以上、圧力データを取得する。
- ⑦ ④の期間の単位時間あたりの圧力増加量 (傾き)  $\Delta P_{T1}$  [kPa/hour] を得る。
- ⑧ ⑥の期間の単位時間あたりの圧力増加量 (傾き)  $\Delta P_{T2}$  [kPa/hour] を得る。
- ⑨ 自然分解速度の温度依存係数を式(4-3)で求める。
- ⑩ アレニウスの法則(4-4)に代入して  $E_a$  について解く。

$$X = \Delta P_{T1} / \Delta P_{T2} \quad (4-3)$$



$$\frac{T_2 \text{の上昇率}}{T_1 \text{の上昇率}} = \frac{k_2}{k_1} = \exp \left[ \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{T_1} - \frac{1}{T_2} \right) \right] = X \quad (4-4)$$

タンク内圧シミュレータへの入力値のうち最後の決定パラメータである酸素発生率  $dv_{O_2-Ta} / dn$  [cc/day] はシミュレーションと実験の合せ込みにより決定する。基準温度  $T(0)$  における圧力上昇率を実験により求めるが、充填直後の初期温度を維持することは困難である。恒温槽を使うことも考えられるが、本研究室で保有する恒温槽の性質上、室温より 5℃ 以上高い温度でなければ設定できないため充填時の温度を維持することは困難である。よって、極力温度変化の少ない環境にて充填直後のタンク内圧上昇履歴を取得し、そのときの酸素発生率付近で値を振ることでシミュレーションと実験の合せ込みを行う。

#### 4.1.2 検証

4.1.1 項で構築したタンク内圧シミュレータの妥当性を実験と比較して検証する。検証手順とその結果を以下に記す。

<検証手順>

- ① タンクの準備を行う
  - ・ ブラダの枯らし  
蒸留水で数回すすぎ、中に 30wt%  $H_2O_2$  を充填して 2 週間程度放置する。最後に蒸留水で再度すすぐ。
  - ・ タンクにブラダを取り付ける。
  - ・ 圧力計を取り付ける。
  - ・ リークチェック
- ② タンクに 60wt%  $H_2O_2$  を 720 cc 充填する。  $\Rightarrow V_{N_2}$
- ③ 押しガス（窒素ガス）を 200 kPaG になるように充填する。  $\Rightarrow v_{N_2}$
- ④ 極力温度変化のない状態でタンク内圧上昇率を計測する。  $\Rightarrow dv_{O_2-Ta} / dn$  (仮)
- ⑤  $T_1 = 30^\circ C$ ,  $T_2 = 40^\circ C$  でタンク内圧上昇率を計測しその比  $X_{Ta}$  をとる。  $\Rightarrow X_{Ta}$   
実験結果を図 4-2 に示す。計算を式(4-5)に示す。 ( $T_1, T_2$  は任意の温度に変更可)

$$X_{Ta} = 82.43 \div 48.08 = 1.714 \text{ [倍]} \quad (4-5)$$

- ⑥ 4.1.1 の  $\langle E_{a-Ta}$  の求め方  $\rangle$  に沿い、式(4-4)を逆算することで  $E_{a-Ta}$  を求める。  $\Rightarrow E_{a-Ta}$   
式(4-6)を解いて  $E_{a-Ta} = 38569 = 38.5 \times 10^3 \text{ J/mol}$

$$\exp \left[ \frac{E_a}{8.3} \left( \frac{1}{305.1} - \frac{1}{314.1} \right) \right] = 1.714 \quad (4-6)$$

- ⑦ 常温下にタンクを静置し、圧力の時間履歴  $P_{TaExp}(n)$  と雰囲気温度  $T(n)$  を計測する。サンプリング周期は 10 分とする。  $\Rightarrow T(n)$
- ⑧ 2～3 日程度実験データを収集した時点で、シミュレーションの合せ込みを行う。実験条件と合わせるために、以下パラメータを定義する (式(4-7), (4-8)参照)。

$$V_{N_2} = 1150 - 720 = 430 \text{ cm}^2 \quad (4-7)$$

$$v_{N_2} = 430 \times (100 + 100) / 100 = 860 \text{ cc} \quad (4-8)$$

- ⑨ 酸素発生率  $dv_{O_2, Ta} / dn$  を④の測定値付近で変化させ、合せ込みを行う。充填後、圧力上昇率が落ち着くまでに時間を要するため、後半が合うように合せ込みを行う。⇒

$dv_{O_2, Ta} / dn$

図 4-3 より、 $dv_{O_2, Ta} / dn = 17 \text{ cc/day}$  となった。

- ⑩ ⑧⑨で合せ込みを行った時刻以降について、実験結果とシミュレーション結果を比較する。なお、定数は⑨までに決定した値をそのまま使い、温度の時系列データは実験値をシミュレーションに組み込み、条件を統一させる。その出力であるタンク内圧の時間履歴が実験結果を比較する。

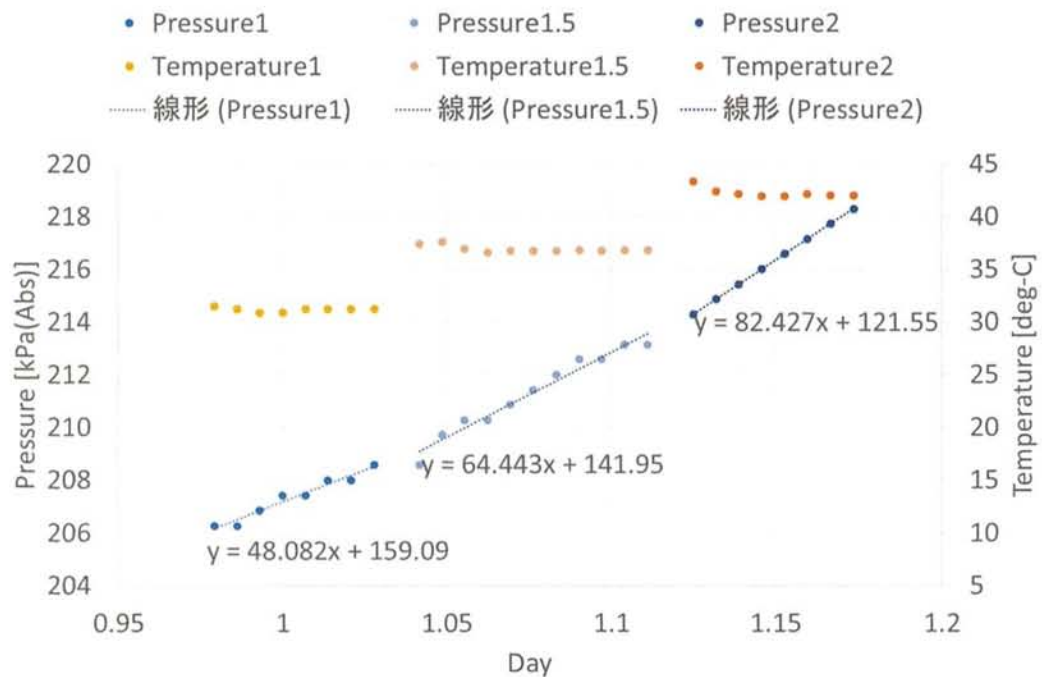


図 4-2  $T_1$ ,  $T_2$ におけるタンク内圧上昇率  $X_{Ta} = 1.714$



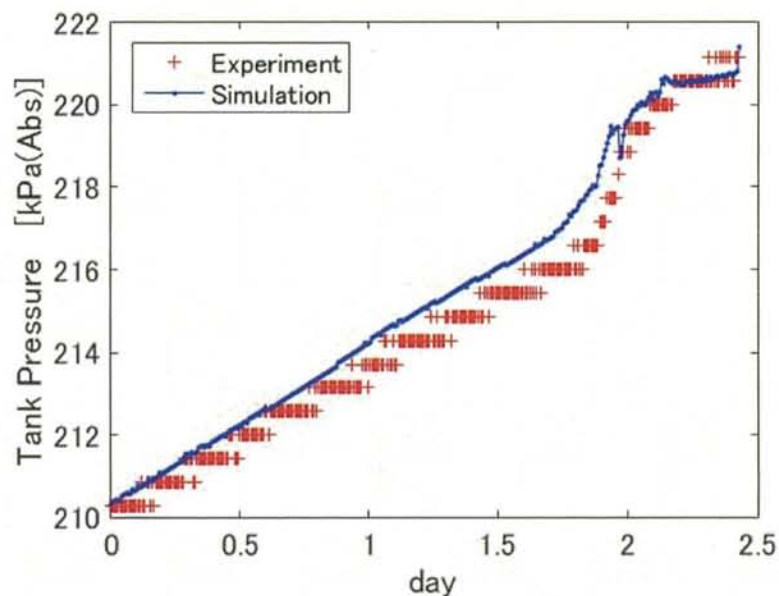


図 4-3 3 日目の合せ込み ( $dv_{O_2-Ta}/dn=17$  cc/day)

上記の検証手順に沿って得られたシミュレータ入力値を表 4-2 に、シミュレーション結果を図 4-4 に示す。3 日間の合わせ込み結果を使って 80 日間のシミュレーションを行った結果、実験値との平均誤差を数%以内にすることに成功した。これは、従来の線形近似による内圧予測方法（図 4-4 の緑線）に比べて誤差が 1 桁改善している。以上より、このシミュレーション結果は妥当であると結論付けた。

表 4-2 タンク内圧シミュレーションの入力値

説明	文字	単位	
初期タンク内圧	$P_{Ta}(0)$	kPa(Abs)	200
温度依存係数	$X_{Ta}(n)$	-	1.714
酸素発生率	$dv_{O_2-Ta}/dn$	cc/(10min)	17
窒素量	$v_{N_2}$	cc	680
余剰空間体積	$V_{N_2}$	cm <sup>2</sup>	340
大気圧	$P_{atm}$	kPa(Abs)	100
活性化エネルギー	$E_{a-Ta}$	J/mol	38.6
気体定数	$R$	m <sup>2</sup> ·kg/s <sup>2</sup> ·K·mol	8.3

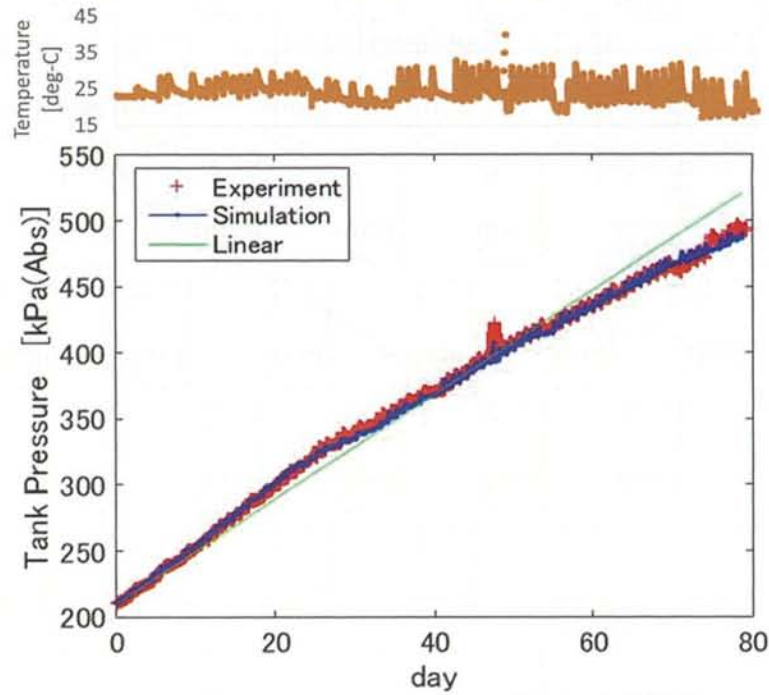


図 4-4 タンク内圧のシミュレーション結果と実験結果

実験との誤差(Simulation) : Ave. 2.67 kPa, Max 27.9 kPa

実験との誤差(Linear) : Ave. 20.0 kPa, Max 64.9 kPa

## 4.2 チューブ単体の内圧モデルとその妥当性検証

### 4.2.1 モデル化

本項ではチューブ単体の内圧モデルの定式化およびそのシミュレータの構築を行う。第3章で分析した内圧変動因子のうち、熱膨張・熱収縮、自然分解、気体透過の3つの物理現象を数式で表し、チューブ内圧 $P_{Tu}$ をモデル化する。チューブ内圧のモデル式を式(4-9)～(4-11)に、各式に出てくる文字の説明を表4-3に示す。なお、添え字の「Tu」がついたパラメータはチューブ固有の値である。

$$\text{チューブ内圧} : P_{Tu}(n) = \frac{\sum_{k=1}^{k=n} X_{Tu}(k) \frac{dv_{O2, Tu}}{dn \cdot dS} \cdot S_{H2O2} \cdot \frac{T(n)}{T(k)} - v_{outO2}(n)}{V_{O2, Tu}} \quad (4-9)$$

$$\text{自然分解速度の温度依存性} : X_{Tu}(n) = \exp \left\{ \left( \frac{E_a \cdot Tu}{R} \right) \cdot \left( \frac{1}{T(0)} - \frac{1}{T(n)} \right) \right\} \quad (4-10)$$

$$\text{酸素透過量} : v_{outO2}(n) = \sum_{k=1}^{k=n} G \cdot \frac{S_{O2} \cdot t_n \cdot \left( \frac{P(n-1)}{P_{atm}} - 1 \right)}{Thick} \quad (4-11)$$

表 4-3 チューブ内圧モデル式の文字

文字	単位	説明
$n$	-	ステップ数(本研究では1ステップ間隔を10分で統一)
$P_{Tu}(n)$	kPa (Abs)	チューブ内圧
$X_{Tu}(n)$	-	自然分解速度の温度依存係数
$dv_{O2\_Tu}/(dn \cdot dS)$	cc/(10 min $\cdot$ cm <sup>2</sup> )	1 ステップ, 単位面積あたりの自然分解による酸素発生量 (1 atm での体積)
$S_{H2O2}$	cm <sup>2</sup>	チューブ内の 60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 接触面積
$v_{O2\_Tu}(n)$	cc	チューブ内の酸素内容量 (1 atm での体積)
$T(n)$	K	雰囲気温度
$v_{outO2}(n)$	cc	1ステップあたりの酸素ガス透過量(1 atm での体積)
$V_{O2\_Tu}$	cm <sup>3</sup>	チューブ内の酸素が充填された容積
$E_{a\_Tu}$	J/mol	チューブと 60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> の反応における活性化エネルギー
$R$	m <sup>2</sup> $\cdot$ kg / s <sup>2</sup> $\cdot$ K $\cdot$ mol	気体定数
$G$	cm <sup>3</sup> $\cdot$ cm/cm <sup>2</sup> $\cdot$ s $\cdot$ atm	気体透過係数
$S_{O2}$	cm <sup>2</sup>	チューブ内の酸素接触面積
$t_n$	sec	ステップ間隔
$P_{atm}$	kPa (Abs)	大気圧
$Thick$	cm	チューブ厚

ステップ数  $n$  および式(4-9)の分母分子に関する説明はタンクのモデル化と同じなので省略する。式(4-9)の分子第一項はステップ $n$ までの酸素発生量の和を表す。各ステップにおける酸素発生率  $dv_{O2\_Tu}/(dn \cdot dS)$  に、自然分解速度の温度依存係数  $X_{Tu}(n)$  とチューブ内の 60wt% H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 接触面積  $S_{H2O2}$  がかかっており、その酸素発生率をステップ $n$ における温度に補正している。なお、温度依存係数  $X_{Tu}(n)$  はタンク内圧のモデル化同様、アレニウスの法則で式(4-10)のように表せる。分子第二項はステップ $n$ までの酸素透過量の和を表し、式(4-11)のように表せる。気体透過量は、チューブの材質に依存する気体透過係数と、透過面積、時間、チューブ内外の差圧、チューブ厚に依存する。このモデル式をもとに MATLAB®にてシミュレータを構築する。その概要を図 4-5 に示す。式(4-9)～式(4-11)をモデル式としたシミュレータに各パラメータを入力すると、Output としてチューブ内圧の時間履歴が出力される。



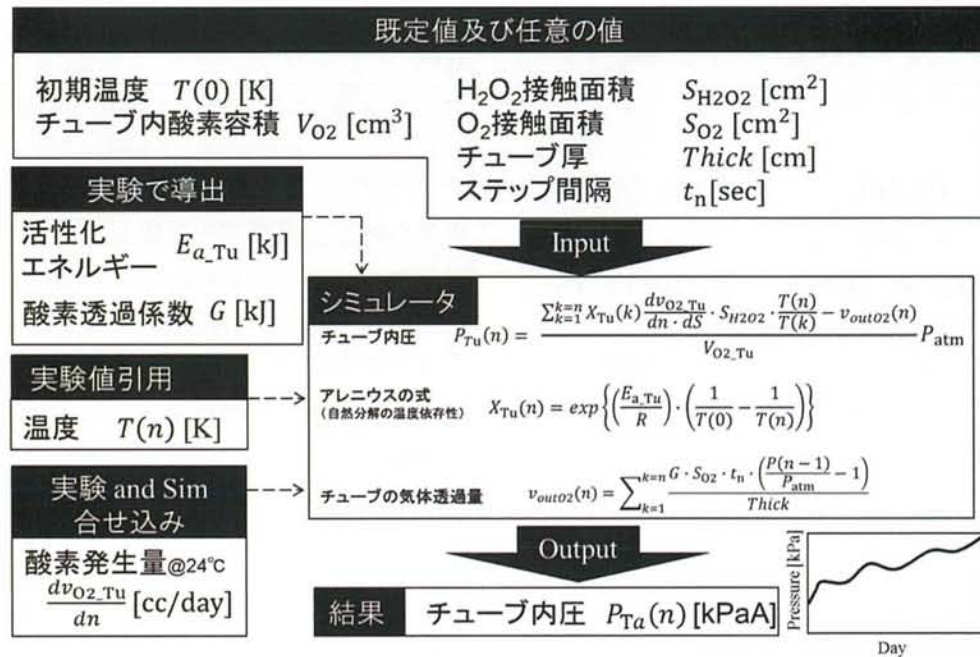


図 4-5 チューブ内圧シミュレータ

入力値は初期温度 $T(0)$ [K]、チューブ内の酸素が充填された容積 $V_{O2}$ [cm<sup>3</sup>] (チューブ内の 60wt%  $H_2O_2$  残存量より算出)、60wt%  $H_2O_2$  接触面積 $S_{H2O2}$ [cm<sup>2</sup>] (チューブ内の 60wt%  $H_2O_2$  残存量とチューブ内断面積より算出)、 $O_2$  接触面積 $S_{O2}$ [cm<sup>2</sup>] (チューブ内表面積全体から 60wt%  $H_2O_2$  接触面積を引いて算出算出)、チューブ厚 $Thick$ [cm]、ステップ間隔 $t_n$ [sec]、活性化エネルギー $E_{a\_Tu}$ 、酸素透過係数 $G$ 、酸素発生率  $dv_{O2\_Tu}/dn \cdot dS$ [cc/day]、時々刻々と変化するステップ $n$ での温度 $T(n)$ である。温度 $T(n)$ は実験結果と比較する場合は実験から得られた温度を、未来の予測の場合は想定温度を与える。活性化エネルギー $E_{a\_Tu}$ はアレニウスの法則に則り実験を通じて求めることが可能である。酸素透過係数はチューブを閉状態にし、酸素を高圧で充填して減圧の様子を計測することで求めることが可能である (3.4 節参照)。タンクの時同様、チューブ内圧シミュレータへの入力値のうち最後の決定パラメータである酸素発生率  $dv_{O2\_Tu}/(dn \cdot dS)$ はシミュレーションと実験の合せ込みにより決定する。気体透過係数 $G$ および活性化エネルギー $E_{a\_Tu}$ の求め方を以下に記す。

#### <Gの求め方>

- ① 対象のチューブを図 4-6 のように用意する。
- ② 継手からのリークが無いことを確認する。
- ③ 高圧ガスタンクより、酸素を 400 kPaG 程度に加圧する。
- ④ 圧力を測定し記録する。(3 日以上)
- ⑤ 測定データとシミュレーションの圧力を比較し、その合せ込みにより $G$ の値を決定する。  
具体的には、付録 A-2 に示すチューブ内圧シミュレータの 60wt%  $H_2O_2$  充填量を 0 にし、気体透過係数 $G$ を変えることで決定する。

#### < $E_{a\_Ta}$ の求め方> ※タンクの場合とほぼ同様

- ① 対象のチューブを図 4-6 のように用意する。
- ② 60wt%  $H_2O_2$  を充填する。(満充填)
- ③ チューブ側面に熱電対を取り付け、チューブには圧力計を取り付ける。
- ④ チューブを恒温槽の中に入れ、恒温槽内を一つ目の温度 $T_1$ に設定する。

- ⑤ 温度  $T_1$  に保持した状態が作れたら 1 時間（6 サンプル）以上，圧力データを取得する。
- ⑥ 恒温槽内を二つ目の温度  $T_2$  を設定する。
- ⑦ 温度  $T_2$  に保持した状態が作れたら 1 時間（6 サンプル）以上，圧力データを取得する。
- ⑧ ④の期間の単位時間あたりの圧力増加量（傾き） $\Delta P_{T_1}$  [kPa/hour]を得る。
- ⑨ ⑥の期間の単位時間あたりの圧力増加量（傾き） $\Delta P_{T_2}$  [kPa/hour]を得る。
- ⑩ 自然分解速度の温度依存係数を式(4-3)で求める。
- ⑪ アレニウスの法則(4-4)に代入して $E_a$ について解く。

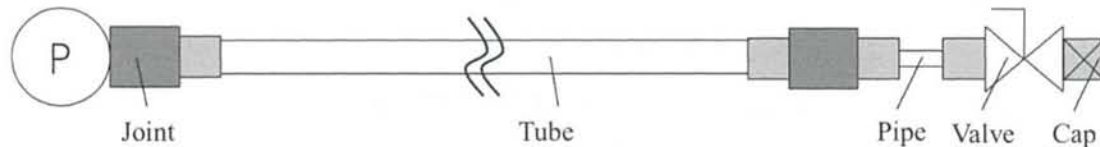


図 4-6 実験用チューブの組み立て

また，酸素発生量  $dv_{O_2-Tu}/dn \cdot dS$  [cc/day] は基準温度  $T(0)$  における圧力上昇率を実験により求めることになるが，60wt%  $H_2O_2$  を充填しているときの初期温度を維持することは困難である。恒温槽を使うことも考えられるが，今回は採用していない。よって，できる限り温度変化の少ない状況でタンク内圧上昇を計測し，その値をもとにシミュレーション上で付近の値を振って実験との合せ込みを行う。

なお，MATLAB®コードを付録 A-2 に添付する。

## 4.2.2 検証

4.2.1 項でモデル化を行い構築したシミュレータを検証するために実験と比較する。今回採用したチューブは，市販品として手に入り，60wt%  $H_2O_2$  との相性の良い PFA チューブである（2.4 節参照）。外径は 1/4 インチで長さは 0.5 m である。継手や手動弁には宇宙実績もある Swagelok 社のものを用いる。検証手順を以下に記す。

<検証手順>

- ① チューブの準備を行う
  - ・ PFA チューブを 0.5 m に切り，継手のフェルールを取り付ける。
  - ・ チューブの洗浄・枯らし  
蒸留水で数回すすぎ，中に 30wt%  $H_2O_2$  を充填して 2 週間程度放置する。最後に蒸留水で再度洗浄する。
  - ・ チューブに手動弁や圧力計を取り付ける。（図 4-6 参照）
  - ・ リークチェック（He を 500 kPa（Abs）程度充填，He リークディテクタを使用）
- ② 高圧ガスタンクより，チューブに酸素を 500 kPa（Abs）程度になるよう充填する。
- ③ 4.2.1 <Gの求め方>に沿って酸素透過係数  $G$  を求める。  $\Rightarrow G$   
今回は，3.4 節で求めた値を採用し， $G = 1.4 \times 10^{-8} \text{ cm}^3 \cdot \text{cm} / \text{cm}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{atm}$  とする。
- ④ チューブに 60wt%  $H_2O_2$  を 2.5 cc 充填する。（注射器使用）  $\Rightarrow V_{H_2O_2}, v_{H_2O_2}$
- ⑤ 150 kPaG で押しガス（酸素ガス）を充填する。  $\Rightarrow P_{Tu}(0)$
- ⑥ 極力温度変化の少ない環境にてチューブ内圧上昇率を計測する。  $\Rightarrow dv_{O_2-Tu}/(dn \cdot dS)$
- ⑦  $T_1 = 30^\circ\text{C}$ ， $T_2 = 40^\circ\text{C}$  でチューブ内圧上昇率を計測しその比  $X_{Tu}$  をとる。  $\Rightarrow X_{Tu}$

- ( $T_1$ ,  $T_2$ は任意の温度に変更可)
- ⑧ 4.2.1 の $E_{a\_Tu}$ の求め方>に従い、式(4-10)を逆算することで $E_{a\_Tu}$ を求める.  $\Rightarrow E_{a\_Tu}$
- ⑨ 常温下にチューブを静置し、圧力の時間履歴 $P_{TuExp}(n)$ と雰囲気温度 $T(n)$ を計測する. サンプリング周期は10分とする.  
 $\Rightarrow T(n)$
- ⑩ 2~3日程度実験データを収集した時点で、シミュレーションの合せ込みを実施する. 実験条件と合わせるために、シミュレータの以下パラメータを定義する(式(4-12)~(4-16)参照).
- $$t_n = 10 \text{ min} \quad (4-12)$$
- $$Thick = ((0.635 - 0.400))/2 = 0.1175 \text{ cm} \quad (4-13)$$
- $$V_{O_2} = (0.4/2)^2 \cdot \pi \cdot 50 - 2.5 = 3.8 \text{ cm}^3 \quad (4-14)$$
- $$S_{H_2O_2} = 0.4 \cdot \pi \cdot 50 \cdot (2.5/((0.4/2)^2 \cdot \pi \cdot 50)) = 25 \text{ cm}^2 \quad (4-15)$$
- $$S_{O_2} = 0.4 \cdot \pi \cdot 50 \cdot (3.8/((0.4/2)^2 \cdot \pi \cdot 50)) = 38 \text{ cm}^2 \quad (4-16)$$
- ⑪ 酸素発生率 $dv_{O_2\_Tu}/(dn \cdot dS)$ を⑥の測定値付近で変化させ、合せ込みを行う.  $\Rightarrow dv_{O_2\_Tu}/(dn \cdot dS)$   
 $dv_{O_2\_Tu}/(dn \cdot dS) = 0.0047 \text{ cc}/(10 \text{ min} \cdot \text{cm}^2)$ となった.
- ⑫ ⑩⑪で合せ込みを行った時刻以降について、実験結果とシミュレーション結果を比較する. なお、定数は⑨までに決定した値をそのまま使い、温度の時系列データは実験値をシミュレーションに組み込み、条件を統一させる. その出力であるタンク内圧の時間履歴 $P_{Tu}(n)$ が実験結果 $P_{TuExp}(n)$ と一致するかを確認する.

表 4-4 チューブ内圧シミュレーションの入力値

説明	文字	単位	
初期タンク内圧	$P_{Tu}(0)$	kPa (Abs)	293
酸素発生率	$dv_{O_2\_Tu}/(dn \cdot dS)$	cc/(10 min $\cdot$ cm <sup>2</sup> )	0.0047
60wt% H <sub>2</sub> O <sub>2</sub> 接触面積	$S_{H_2O_2}$	cm <sup>2</sup>	25
チューブ内酸素量	$v_{O_2\_Tu}(n)$	cc	1099
チューブ内酸素体積	$V_{O_2\_Tu}$	cm <sup>3</sup>	3.75
活性化エネルギー	$E_{a\_Tu}$	J/mol	50
気体定数	$R$	m <sup>2</sup> $\cdot$ kg / s <sup>2</sup> $\cdot$ K $\cdot$ mol	8.3
気体透過係数	$G$	cm <sup>3</sup> $\cdot$ cm/cm <sup>2</sup> $\cdot$ s $\cdot$ atm	$1.4 \times 10^{-8}$
酸素接触面積	$S_{O_2}$	cm <sup>2</sup>	38
酸素接触面積	$Thick$	cm	0.1175
ステップ間隔	$t_n$	sec	600



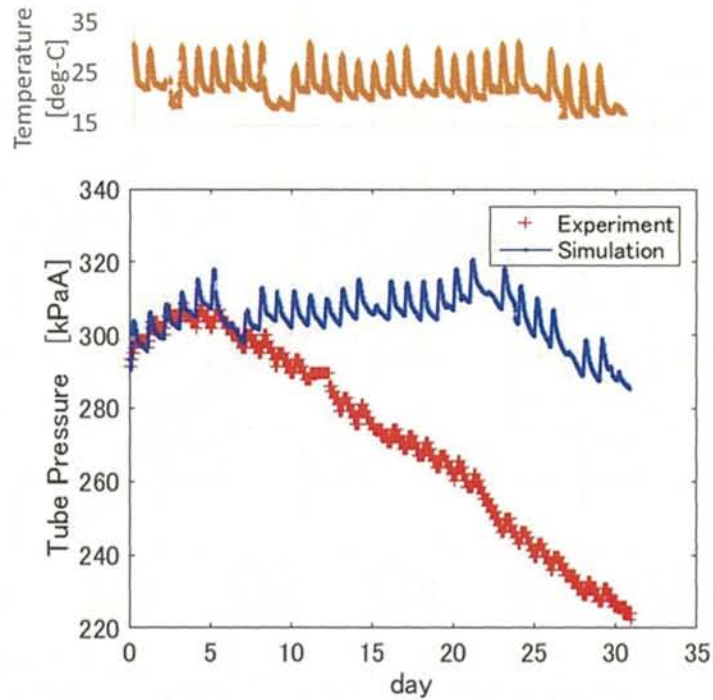


図 4-7 チューブ内圧のシミュレーション結果と実験結果

上記の検証手順に沿って得られたシミュレータ入力値を表 4-4 に、シミュレーション結果を図 4-7 に示す。2～3 日間の合わせ込み結果を用いて 31 日間のシミュレーションを行った結果、はじめの 5 日程度は実験結果とシミュレーション結果は概ね一致しているが、その後、圧力変動履歴の差は開いていった。この不一致は時間に依存するものであり、時間が経過するにつれて酸素発生率が小さくなっていることが考えられる。3.2 節の図 3.3 では、チューブ内満充填時にはチューブ内圧が線形的上昇ではなく、徐々に圧力上昇率が小さくなっていた。時間経過に伴う圧力上昇率の減少項を  $x/(n+x)$  で表し、(4-17)式に示す。(4-9)式を(4-17)式に変更し、シミュレーションを行った結果を図 4-8 に示す。実験値との平均誤差は 3.29 kPa であった。数%の誤差であることから、このシミュレーションは妥当であると結論付けた。

$$P_{Tu}(n) = \frac{\sum_{k=1}^{k=n} X_{Tu}(k) \frac{dv_{O2\_Tu}}{dn \cdot dS} \cdot S_{H2O2} \cdot \frac{T(n)}{T(k)} \left( \frac{5500}{n+5500} \right) - v_{outO2}(n)}{V_{O2\_Tu}} P_{atm} \quad (4-17)$$

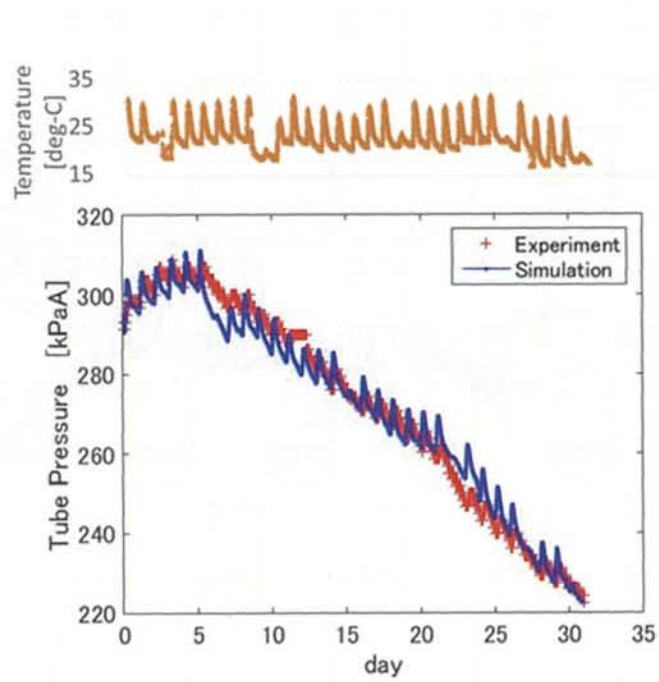


図 4-8 チューブ内圧のシミュレーション結果と実験結果<酸素発生量の減衰込み>  
 実験値との誤差 : Ave. 3.29 kPa, Max 13.9 kPa

## 第5章 タンク内圧上昇抑制手法の再検討

### 5.1 概要

背景でも述べた通り、60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  推進系の実用化に向けた課題として、タンク内圧上昇の問題が挙げられる。3.3 節では3~4 kPa/day の割合でタンク内圧が上昇することが確認されている。タンク内圧上昇により生じる主要問題点は以下の3点である。

<タンク内圧上昇により生じる問題>

- ① スラスタへの推進剤供給過多
  - ブローダウン方式の推進系では、タンク内圧の上昇に伴って推進剤流量も増加
  - 噴射に適したタンク内圧は300~600 kPa (Abs)<sup>6)</sup>
  - タンク内圧が上がりすぎると推進剤供給過多で、スラスタ噴射に影響を及ぼす恐れあり
- ② タンクの耐圧性能強化に伴う重量化
  - 3 kPa/day でタンク内圧が線形的に上昇した場合、2年間で約2.2 MPa 上昇
  - 初期圧力 0.2 MPaG + 2.2 MPa 上昇で MEOP 2.4 MPaG
  - タンクの設計は、MEOP 2.4 MPa とすると安全率 1.5 をかけて 3.6 MPa に耐えられることが必要
  - タンク内圧は300~600 kPa (Abs) 程度で良いのに対し、MEOP 2.4 MPa は重量化につながる。
- ③ 気体混入による噴射の不安定化 (図 5-1 参照、詳細は付録 B 参照)
  - スラスタへの気体混入時にチャンバ圧力の波が発生
  - 推力にばらつきが生じる。

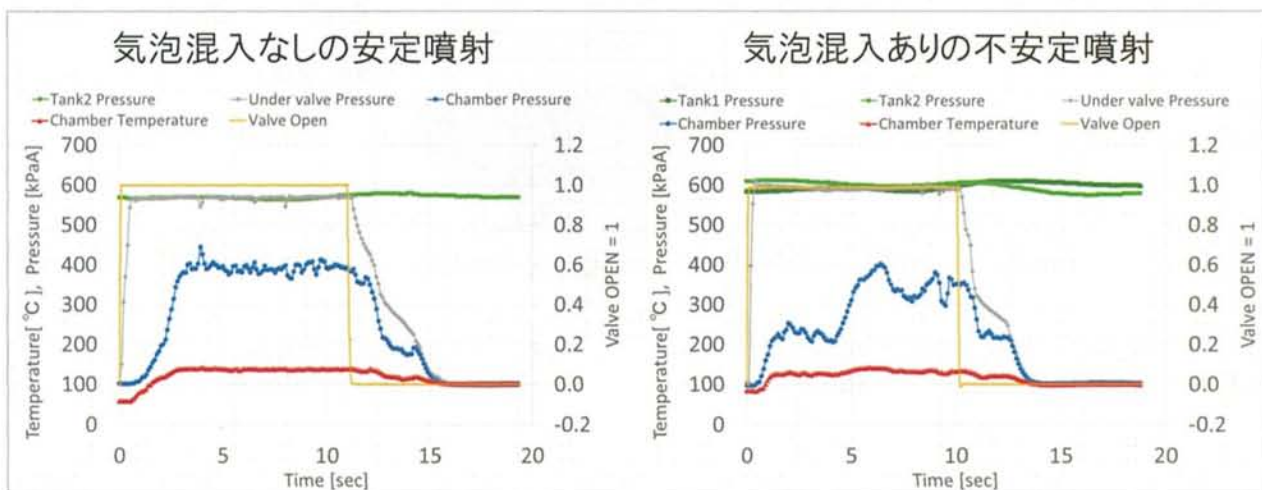


図 5-1 気体混入時の噴射 (左：気体混入なし、右：気体混入あり)

そこで、これらの問題を解決するために、第3章で実施したタンク内圧変動因子分析の知見をもとにタンク内圧制御手法について検討し、第4章で構築したシミュレーションにて効果検証を行うこととする。第3章のタンク内圧変動因子のうち、操作可能なものは酸素発率の温度依存係数と、チューブの気体透過性である。一つめの酸素発生率の温度依存性に関しては、低温貯蔵、すなわち



タンクまわりの温度を下げることにより、酸素発生量は少なくなる。この方法であれば、そもそもの酸素発生量を抑制することが可能であるため、前述の＜タンク内圧上昇により生じる問題＞を最小限に抑えることが期待される。一方で、デメリットは積極的冷却に電力を要することが挙げられる。受動的冷却としてタンク周りを低温設計にすることが考えられるが、狭い超小型衛星内で大きな熱勾配をつくることは非常に困難であるため、低温設計による冷却には限界がある。二つ目の気体透過性を用いた手法は、第1章や2.5節で先行研究として説明した「樹脂製チューブの気体透過性を用いたタンク内圧制御手法」のことである。タンクの推進剤供給口に繋がれる配管に樹脂製チューブを用いることにより、チューブに送られた気体を外に逃がすことが可能となる。なお、この手法はチューブ諸元（長さ、肉厚、径、材質）を変えることにより自由に透過量を操作できるため、自由度が非常に高いというメリットがある。一方で、チューブ内の60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  もタンク内圧上昇の原因となるため、減圧の効果を妨げるというデメリットもある。これに関しては、気液分離部を新たに取り入れることで改善の余地が残されている。

## 5.2 低温貯蔵による内圧上昇抑制

タンクにペルチェ素子などの冷却素子を取り付けて低温貯蔵を実現するという条件でシミュレーションを行う（図 5-2 参照）。そのためタンク単体のモデルである図 4-1 に示すシミュレータを用いる。各種パラメータはタンク内圧シミュレータの妥当性評価を実施した値（表 4-2）を用い、温度  $T(n)$  と初期圧力のみ以下の条件に変更してシミュレーションを実行する。なお、以下の温度範囲は、図 5-3 よりたとえ貯蔵中に濃度が変動しても、上記温度範囲では凝固しない範囲であることが確認できる。

＜シミュレーション条件＞

- ・ 貯蔵温度 : 5 °C～45 °C (5°C刻み)
- ・ 初期圧力 : 300 kPa (Abs)

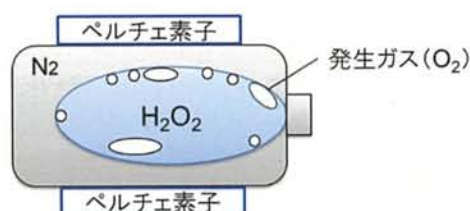


図 5-2 低温貯蔵

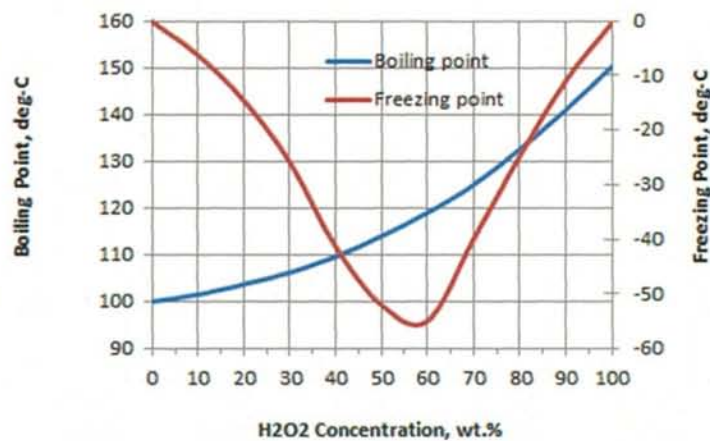


図 5-3 過酸化水素水の沸点と凝固点<sup>5)</sup>

シミュレーション結果を図 5-4 に示す。緑のグラフが 25 °C で、上下 5 °C 刻みでふったものが青線である。ピンク色の領域が噴射に適した圧力であり、このグラフから 5 °C 以下で貯蔵することで約 1.5 年間、噴射に適した圧力に保つことが可能であることが示された。

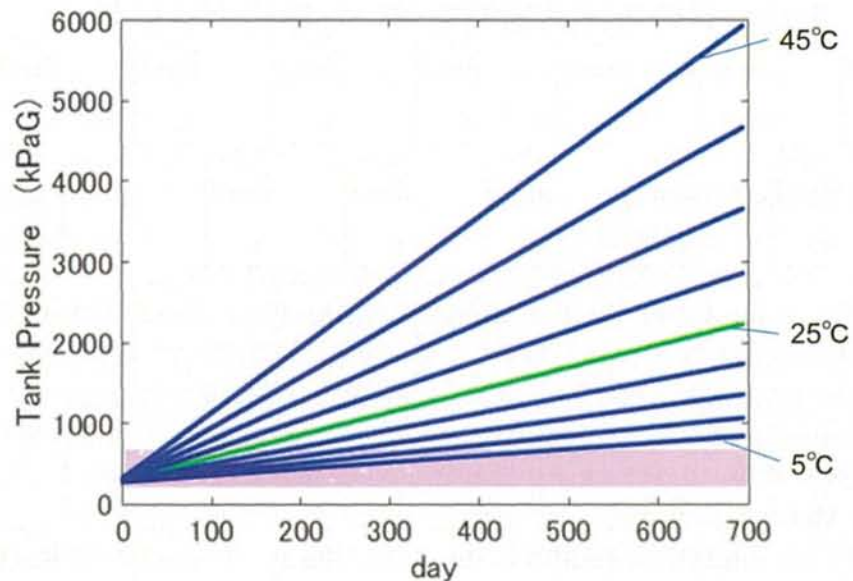


図 5-4 低温貯蔵時のシミュレーション結果

実際に軌道上で運用した宇宙実証機ほどよし 1 号においてのタンク周りの温度を見てみると、5 °C～23 °C の幅で計測されており、約 20 日間の平均温度は 12°C であった (図 5-5)。このことから、タンク周りの平均温度を 5°C 以下にするためには、ペルチェ素子などによる積極的冷却が必要であることが分かる。

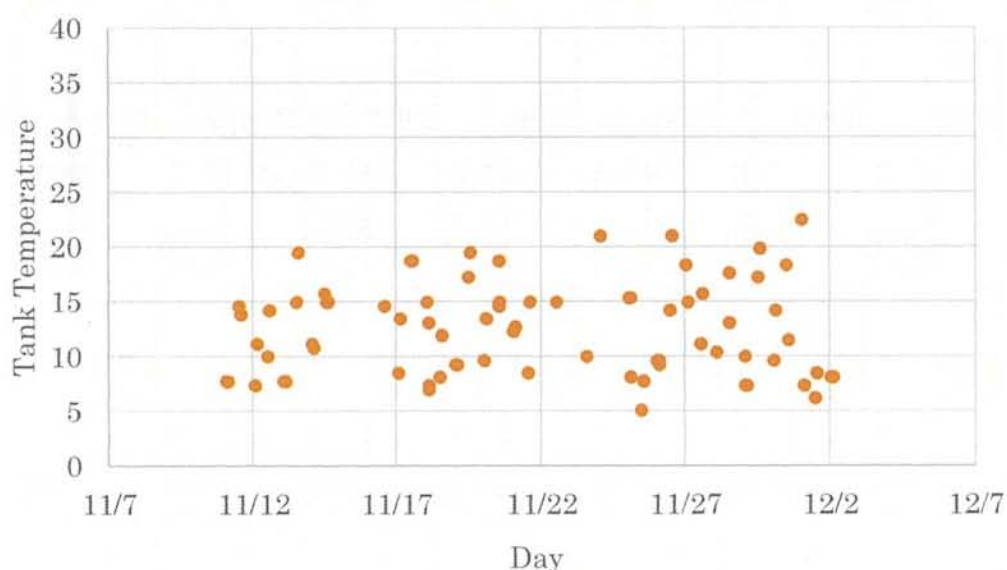


図 5-5 ほどよし 1 号のタンク周辺温度 (2014.11.11～2014.12.2)

### 5.3 チューブの気体透過性を用いた内圧上昇抑制

チューブの気体透過性を用いた方法について述べる。先行研究におけるシミュレーション条件は、チューブに 60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  を満充填するとし、さらにチューブ内の接触面においても気体満充填時の気体透過係数を有するとしていた。しかし、3.4 節で樹脂製チューブの気体透過性について分析した結果、60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  満充填時には、チューブ内圧は上がり続け、気体満充填時ほどの気体透過量を有していないことが確認された。そこで、本項ではチューブの気体透過の効果をより効率的に活用するために、タンクの推進剤供給口付近に気液分離部を設け、チューブに気体を積極的に送る仕様とした。なお、本段階では気液分離部に具体的な構想はないが、現時点での調査の結果 (付録 E) では液中の気体のみを 100% 分離することが可能な装置は存在しないため、60wt%  $\text{H}_2\text{O}_2$  も気体と共にチューブに流入すると考える。次に、気液分離部の先に取り付けるチューブについて考える。4.2 節のチューブ内圧のモデル化では、外径 1/4 インチの PFA チューブを採用したが、本項では衛星への搭載性を考慮して外形 1/8 インチのチューブを採用する。搭載性として考慮した点は、最小曲げ半径と MEOP であり、表 2-4 に示すように 1/8 インチチューブは、1/4 インチの最小曲げ半径 2 cm に対し 1 cm、MEOP は 1.6 MPa に対して 2.3 MPa と、チューブの取回しは容易に、耐圧は大きくなるというメリットを有する。一方、デメリットとして、同じ長さにおいては径が半分になることで表面積も半分となるため、気体透過量が減少する。これについては、長さを二倍にすることで表面積の確保が可能である。先行研究では、チューブ内に気体を満充填した場合のシミュレーションにて 1/4 インチチューブ約 1 m としたときにタンク内圧抑制の効果が大きく表れたことをから、1/4 インチチューブ 1 m と同等の表面積とするために、1/8 インチチューブ 2 m とした。

次に、シミュレータに組み込む条件について述べる。図 5-6 に示すように、実験開始時はチューブ内に酸素のみを充填し、タンク内と等圧の状態をつくる。時間が経過すると、自然分解によりタンク内圧は上昇する一方で、チューブ内圧は気体透過により減圧するため、タンクとチューブの間で圧力差が生じる。タンク内は図 4-1 のタンク内圧シミュレーションを、チューブ内は図 4-5 のチューブ内圧シミュレーションを用いて計算する。その二つのシミュレーションをつなぐ条件として、タンク内圧とチューブ内圧の圧力差を埋めるように、タンク内物質がチューブ内に流入するという条件を加える。前述の通り、気液分離部を設けても液中の気体のみを 100% 分離することは見込め



ないことから、気液分離率を変化させてその効果を検証する。このシミュレーションにより、気液分離率に関する要求も明らかにする。

シミュレーション条件を以下に示す。その他入力値は、第4章の表 4-2, 表 4-4 の値を採用する。

＜シミュレーション条件＞

- ・ 貯蔵温度 : 25°C
- ・ 押しガス : 窒素
- ・ チューブ内 : 酸素
- ・ 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  充填量 : 720 cc
- ・ 初期圧力 : 300 kPa (Abs)
- ・ サンプル周期 : 10 分
- ・ チューブ材質 : PFA
- ・ チューブ外径 : 1/8 インチ
- ・ チューブ長さ : 2 m
- ・ 気液分離率 : 0%, 90%, 98%, 100%

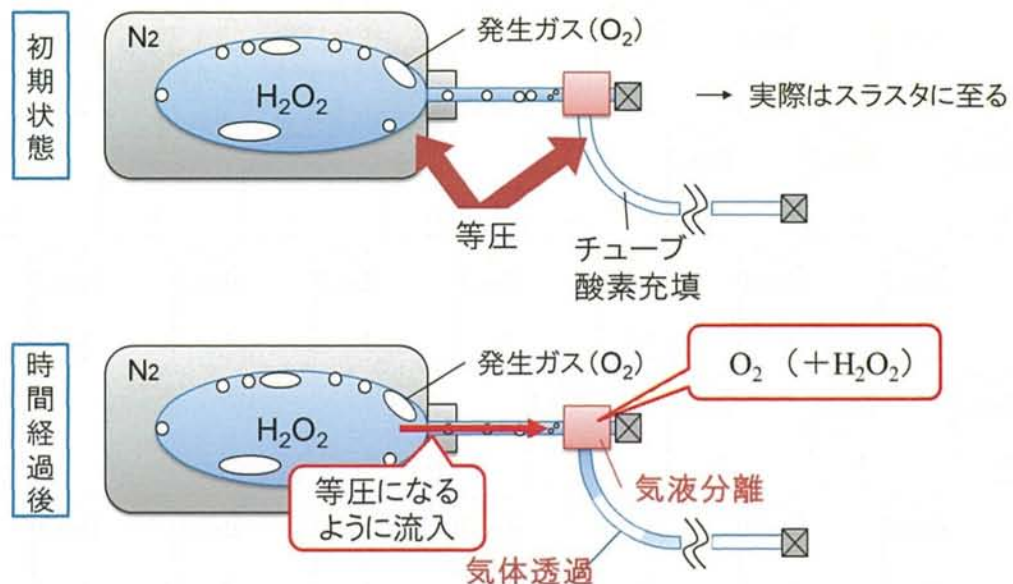


図 5-6 チューブ取付タンク

シミュレーション結果を図 5-7 に示す。緑のグラフが気液分離できず 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  のみがチューブに流入する場合、青のグラフは気液分離率 90%, 98%, 100% の場合である。ピンク色の領域が噴射に適した圧力であり、気液分離率 98% 以上であれば 2 年間、噴射に適した圧力に保つことが可能であることが示された。

調査した気液分離機構のうち、微小重力下における適用が可能かつ 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  の自然分解を促進しない方法として、分岐管による方法が挙げられる (付録 E 参照)。ただし、この方法は、気泡サイズにより気液分離率が変わり、最大でも気液分離率 80% であるため、分岐管を用いた気液分離手法では噴射に適した圧力にタンク内圧を保持させることはできない。チューブを用いた手法を適用するためには、気液分離率 98% 以上を実現する気液分離手法を新規開発する必要がある。

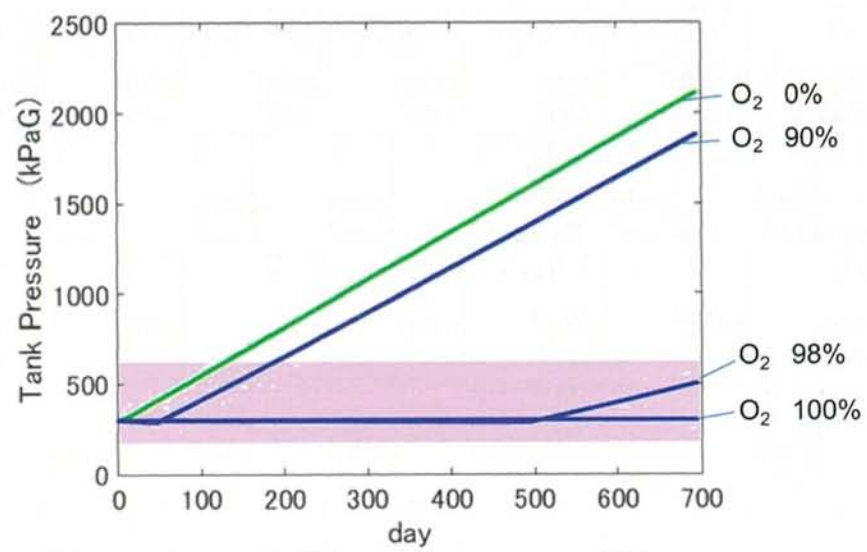


図 5-7 チューブ適用時のシミュレーション結果

## 第6章 結論

### 6.1 結論

本研究では、第3章にてタンク内圧変動因子を分析し、第4章ではその因子を定式化することでタンク内圧シミュレータを構築した。また、第5章では第4章で構築したシミュレータを用いてタンク内圧制御手法の再検討を行った。以上より、1.2節の目的に対して以下の結論が得られた。

#### I. タンク内圧変動因子の分析

- 主な因子は①押しガスの熱膨張・熱収縮、②継手やタンク蓋などにおけるリーク、③60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>の自然分解、④チューブの気体透過の4つであると考え、各因子がタンク内圧変動に与える影響の大きさについて比較を行ったところ、どの因子も無視できない値であることが分かった。
- 各因子の特徴として、リーク量はリークディテクタの最小検出値以下では特定困難であること、60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub>自然分解は温度依存性があるため貯蔵温度を制御することで自然分解による酸素発生量を制御可能であるということ、気体透過性はチューブの諸元（長さ、厚、径、材質）を変えることで透過量を自由に制御可能であること、などが挙げられた。

#### II. タンク内圧上昇のモデル化

- タンク内圧変動因子分析で得た知見をもとに、タンク単体の内圧変動及びチューブ単体の内圧変動のモデル化を行った。
- モデル式をもとにシミュレータを構築し、そのシミュレータの妥当性を評価するために比較実験を行った。
- 実験値とシミュレーション結果の平均誤差はどちらも数%程度と非常に良く一致した。

#### III. タンク内圧上昇抑制手法の再検討

- 変動因子分析をもとに「低温貯蔵」と「チューブの気体透過性を利用した手法」の二種類の内圧制御手法を提案した。
- 低温貯蔵のシミュレーション結果では、タンク周りを5℃以下にすることで1.5年程度の期間、噴射に適した圧力300～600 kPa (Abs) に保つことが可能であることが示された。
- チューブの気体透過性を利用した手法のシミュレーションでは、1/8インチのPFAチューブを2m取り付け、さらに気液分離率98%以上の気液分離部を設けることで、2年間噴射に適した圧力にタンク内圧を保つことが可能であることが示された。

### 6.2 今後の課題

- 各シミュレータの妥当性を確認する比較実験は、タンク内圧シミュレータで80日、チューブ内圧シミュレータで31日であった。第4章のシミュレーション期間は2年であるため、現在継続中のタンク及びチューブの実験を二年間実施し、その妥当性評価を行う必要があると考える。また、濃度低下がタンク内圧変動に与える影響についても検証すべきである。
- 微小重力下で気液分離率98%を実現する方法は未だ見つかっておらず、その実現に向けた研究開発が今後の課題である。また、新規で気液分離機構の開発を行うには時間を要するため、低温貯蔵とチューブの利用の二手法をハイブリッドで組み合わせ、実現性の高い手法を提案することも今後の課題とする。



## 参考資料

- 1) OneWeb, 2018 年 1 月 21 日閲覧 <http://www.oneweb.world/>
- 2) ASTROSCALE, 2018 年 1 月 21 日閲覧 <http://astroscale.com>
- 3) SURREY, 2018 年 1 月 21 日閲覧 <https://www.sst-us.com>
- 4) VACCO, 2018 年 1 月 21 日閲覧  
<http://www.vacco.com/images/uploads/pdfs/ReactionControlSystem-HybridMiPS.pdf>
- 5) USP technologies 2018/1/21 閲覧 <http://www.h2o2.com>
- 6) 伴野眞優, 中濃度過酸化水素を用いた一液式推進系の実用化に向けた研究開発, 首都大学東京卒業論文, 2015.
- 7) 佐原宏典, 民生品ブラダの過酸化水素推進系の適合性, 航空宇宙技術 vol 9, 2010.
- 8) 宇部 MC 過酸化水素株式会社 過酸化水素(60%)安全データシート 2017/1/21 閲覧  
[http://www.ube-ind.co.jp/umhp/hydrogen\\_peroxide.html](http://www.ube-ind.co.jp/umhp/hydrogen_peroxide.html)
- 9) Material Compatibility with Hydrogen Peroxide 2017/1/12 閲覧  
<http://www.ozoneservices.com/articles/004.htm>
- 10) Jun Matsushima, Development of Propulsion System with Bi-Propellants Based on Green Propellant for Microsatellites, AIAA PROPULSION & ENERGY, 2017
- 11) 佐久間岳志, 60wt%過酸化水素水を用いた超小型衛星搭載用推進系の開発と軌道上実証, 宇宙輸送シンポジウム, 2015.
- 12) 伴野眞優, デブリ除去実証衛星「ADRAS-1」搭載一液式推進系の開発, 宇宙科学連合会, 2016.
- 13) 大平健弘, 超小型衛星搭載用一液式推進系の研究開発, 首都大学東京修士論文, 2013.
- 14) Airless Atomizing Nozzles - The Lee Company 2017/1/12 閲覧  
<http://www.theleeco.com/electro-fluidic-systems/manifolds-Tubing-accessories/nozzles/airless-atomizing-nozzles.cfm>
- 15) IARC, 2017/12/23 閲覧 <http://monographs.iarc.fr/ENG/Classification/index.php>
- 16) 中村佳郎, ロケットエンジン, 森北出版株式会社, 2004.
- 17) ダイキンのフッ素樹脂 ネオフロン<sup>TM</sup>PFA, ダイキン工業株式会社, 2002-09 発行  
<http://www.daikin.co.jp/chm/products/pdf/catalog/G-18g.pdf#search=FEP+%E6%B0%97%E4%BD%93%E9%80%8F%E9%81%8E> 2017-12-11 閲覧
- 18) 株式会社潤工社, ジュンロン® ジュンフロン® チューブ&継手 カタログ,
- 19) NASA, MFSC-STD-3029 REV. A, 2005 年 2 月 25 日発効.  
<https://standards.nasa.gov/standard/msfc/msfc-std-3029> 2018/01/23 閲覧
- 20) E. Wernimont, Past and Present Uses of Rocket Grade Hydrogen Peroxide
- 21) MICRO AEROSPACE SOLUTIONS [http://www.micro-a.net/propulsion\\_system\\_design-tmpl.html](http://www.micro-a.net/propulsion_system_design-tmpl.html)  
2018.1.12 閲覧

# 付録 A MATLAB シミュレータのコード

## A-1 タンク内圧モデル

```
%%タンク内圧シミュレーション

clear

paramater1 = 17;           %[cc/day]タンク一日当たりの酸素発生量
paramater3 = 38.6;         %[kJ/mol]タンク活性化エネルギー

A = xlsread('E:\推進系\tank内圧抑制器シミュレーション\180113 タンクモデル_仮決定版_溶解なし
171019_タンク 1&2_60wt%H2O2.xlsx','Sheet1','I298:K11651'); %実験結果の Excel シートの引用
Temp = A(:,2);
day = A(:,1);
Pressure = A(:,3);
T0 = Temp(1,1);
n = 1;

%%シミュレーション日数
sim_NUM = 11354;           %シミュレーションループ数, 日数×24×6 の値 ☆☆変更値☆☆
n_lim = sim_NUM - 1;       %while のループ数

%%配列定義
X_Tank(n_lim,1) = 1;       %[-]酸素発生量の温度依存係数
dv_O2_Tank_T(n_lim,1) = 0; %[cc/10min]単位ステップ当たりの酸素発生量
v_O2_Tube(n_lim,1) = 0;    %[cc]チューブ内の酸素容量
vout_O2(n_lim,1) = 0;      %[cc]気体透過量
v_O2_Tank_true(n_lim,1) = 0; %[cc]タンク内酸素容量
v_N2_T(n_lim,1) = 0;
v_gass_Tank_true(n_lim,1) = 0;
P_TankA(n_lim,1) = 0;
P_TankG(n_lim,1) = 0;
DAY(n_lim,1) = 0;
p(n_lim,1) = 0;

%%条件
%タンク
Vt=1150;                   %タンク体積[cm^3]
%そのうちの
V_H2O2 = Vt*5/8;          %推進剤体積[cm^3]
V_N2 = Vt*3/8;            %押しガス体積[cm^3]
```

続き

```

%一日あたりの酸素発生量  放置試験より
dv_O2_Tank = paramater1 / 24 / 6;
Ea_Tank = paramater3 * 10^3;
R = 8.314;

%cm^3/10min ☆☆変更値☆☆18/24/6
%活性化エネルギー
%気体定数

%大気圧
P0_atm = 100;
P0_orbit = 0;

%大気圧[kPa] (絶対圧)
%軌道上圧力[kPa] (絶対圧)

%計算周期[day]
t_day = 1/24/6;
t_sec = t_day * 24 * 60 * 60;

%計算周期[day]
%計算周期を「秒」に換算

%%加圧(1日目)
N = 1;
P_plusGus = 110.3;
P_TankA(N,1) = (P0_atm + P_plusGus);
v_N2 = V_N2 * ( P_TankA(N,1) / P0_atm );
v_O2_Tank_true(N,1) = 0;

%加圧量[kPa]絶対圧 ☆☆変更値☆☆
%加圧後タンク内絶対圧[kPa]
%押しガス(N2)内容量[cm^3]
%タンク内酸素量

p(N,1)=P_TankA(N,1);

%線形近似による内圧予測

%%グラフ
DAY(N,1) = 0;
P_TankG(N,1) = P_TankA(N,1) - 100;
GX = 0;

%1日目
%1日目最終的なタンク内圧
%ガスリーク初期値

%%2周目以降
while N <= n_lim
    N = N+1;

    if N > n_lim
        Temp(N) = 25;
    end

    if N > 3744
        GX = 4/24/6;
    end

    %3744=26day (リーク開始タイミング)
    %[cc/10min]ガスリーク, 金属熱膨張による

%酸素発生による内圧上昇
X_Tank(N,1) = exp(Ea_Tank/R*(1/(273+T0)-1/(273+Temp(N))));
dv_O2_Tank_T(N,1) = dv_O2_Tank * X_Tank(N,1)-GX;
%酸素発生量の温度依存性
%酸素発生量, 温度依存, リーク込み

```



続き

```
%窒素（押しガス）の温度依存膨張・収縮
v_N2_T(N,1) = v_N2 * (273+Temp(N))/(273+T0);

%総量
v_O2_Tank_true(N,1) = v_O2_Tank_true(N-1,1) + dv_O2_Tank_T(N,1); %N までの酸素総量
v_gass_Tank_true(N,1) = v_O2_Tank_true(N,1) + v_N2_T(N,1); %N までのガス総量
P_TankA(N,1) = v_gass_Tank_true(N,1) / V_N2 * P0_atm; %タンク内圧[kPa]
P_TankG(N,1) = P_TankA(N,1) - 100; %ステップ N 最終的なタンク内圧 (kPaA -> kPaG)

%%近似によるタンク内圧予測
vpN2 = v_N2 + (18.9/24/6)*(N-1); %[cc]気体内容量 (18.9/24/6)*(N-1)は酸素量
p(N,1) = vpN2 / V_N2 * P0_atm; %[kPaA]タンク内圧

DAY(N,1) = N*10/60/24; %開始後〇日

end

%グラフ
plot( day - 2,Pressure,'r+',DAY,P_TankA,'-b.',DAY,p,'-g')
hold on
legend('Experiment','Simulation','Linear');
xlabel('day')
ylabel('Tank Pressure [kPa (Abs) ]')
set(gca,'FontSize',16);

%誤差
Er = abs(P_TankA - Pressure);
average_Er = mean(Er)
Max_Er = max(Er)
min_Er = min(Er)

Er_L = abs(p - Pressure);
average_Er_L = mean(Er_L)
Max_Er_L = max(Er_L)
min_Er_L = min(Er_L)
```

(終)

## A-2 チューブのみのモデル

```

%%チューブに H2O2 入れたとのシミュレーション
clear

paramater1 = 18;          %[cc/day]タンク一日当たりの酸素発生量
paramater2 = 0.0047;      %[cc/day/cm^2]チューブ一日当たり, 1cm^2 当たりの酸素発生量
paramater3 = 42;          %[kJ]タンク活性化エネルギー
paramater4 = 50;          %[kJ]チューブ活性化エネルギー

%%シミュレーション日数
sim_NUM = 4450;           %シミュレーションループ数 ☆☆変更値☆☆
n_lim = sim_NUM;          %While のループ数

%%配列定義
X_Tube(n_lim,1) = 1;
dv_O2_Tube_T(n_lim,1) = 0;
v_O2_Tube(n_lim,1) = 0;
vout_O2(n_lim,1) = 0;
v_O2_Tube_true(n_lim,1) = 0;
P_tubeA(n_lim,1) = 0;
P_tubeG(n_lim,1) = 0;
DAY(n_lim,1) = 0;

A = xlsread('E:\推進系¥タンク内圧抑制器シミュレーション¥180105 チューブモデル_仮決定版_溶解なし_17年12月実験¥171206_チューブ_H2O2_O2.xlsx','Sheet1','H400:M4850');
Temp = A(:,4);
day = A(:,3);
min = A(:,2);
Pressure = A(:,6);
T0 = Temp(1);
n = 1;

%%条件
%タンク
Vt=1150;                    %タンク体積[cm^3]
%そのうちの
V_H2O2 = Vt*5/8;           %推進剤体積[cm^3]
V_N2 = Vt*3/8;             %押しガス体積[cm^3]

```

(続き)

```

%チューブ→PFA
    Lmax = 50; %チューブ最大長さ
    Dtube_out = 0.635; %チューブ外径[cm] 1/8 だと 0.32 1/4 だと 0.635
    Dtube_in = 0.4; %チューブ内径[cm] 1/8 だと 0.16 1/4 だと 0.396
    t_tube = ( Dtube_out - Dtube_in ) / 2; %チューブ厚さ[cm]
    V_tube = (Dtube_in / 2)^2 * pi * Lmax; %チューブ内容積[cc]
    G = 1.4*10^(-8); %PFA チューブ酸素透過率[cm^3・cm / cm^2・s・atm]

%一日あたりの酸素発生量 放置試験より
    dv_t = paramater1 / 24 / 6; %cm^3/10min
    Ea_Tank = paramater3 * 10^3; %活性化エネルギー
    R = 8.314; %気体定数

%チューブ内の酸素発生量
    dv_O2_Tube_rate = paramater2/24/6; %cc/10min/cm^2,
    Ea_tube = paramater4 * 10^3; %活性化エネルギー

%大気圧
    P0_atm = 100; %大気圧[kPa] (絶対圧)
    P0_orbit = 0; %軌道上圧力[kPa] (絶対圧)

%計算周期[day]
    t_day = 1/24/6; %計算周期[day]
    t_sec = t_day * 24 * 60 * 60; %計算周期を「秒」に換算

%%加圧(1 日目)
    N = 1;
    P_plusGus = Pressure(1); %加圧量[kPa]絶対圧 ☆☆変更値☆☆
    P_tubeA(N,1) = (P0_atm + P_plusGus); %加圧後タンク内絶対圧[kPaA]
    v_tubeH2O2 = 5; %最初にチューブに入っている H2O2[ml]
    V_tube_O2 = (V_tube - v_tubeH2O2); %チューブ内酸素が入る体積
    v_tubeO2_0 = V_tube_O2 * (P_tubeA(N,1) / P0_atm); %チューブ内の充填酸素量
    L_H2O2 = v_tubeH2O2/((Dtube_in / 2)^2 * pi); %cm チューブ内の H2O2 が入っている部分の長さ
    L_O2 = Lmax - L_H2O2; %cm チューブ内の O2 が入っている部分の長さ

    dv_O2_Tube = dv_O2_Tube_rate * (Dtube_in * pi) * L_H2O2;

    v_O2_Tube_true(N,1) = v_tubeO2_0;
    dv_O2_Tube_T(N,1) = dv_O2_Tube;

%%グラフ
    DAY(N,1) = 0; %1 日目
    P_tubeG(N,1) = P_tubeA(N,1) - P0_atm; %kPaG 1 日目最終的なタンク内圧

```



(続き)

```
%%2 周目以降
while N < n_lim
    N = N+1;

    %チューブ内の H2O2 からの O2 発生による圧力上昇
    X_Tube(N,1) = exp(Ea_tube/R*(1/(273+T0)-1/(273+Temp(N))));
    dv_O2_Tube_T(N,1) = dv_O2_Tube * X_Tube(N,1);
    %dv_O2_Tube_T(N,1) = dv_O2_Tube * X_Tube(N,1)*(5500/(N+5500));    % (5500/(N+5500))は濃度低下

    %N-1 でのチューブ内酸素量を温度補正
    v_O2_Tube(N,1) = v_O2_Tube_true(N-1,1) * (273+Temp(N))/(273+Temp(N-1));

    %気体透過による内圧減少
    vout_O2(N,1) = G * (Dtube_in * pi * L_O2) * t_sec * (P_tubeA(N-1,1) / P0_atm - 1) / t_tube;    %透過

    if vout_O2(N,1) >= 0
        v_O2_Tube_true(N,1) = dv_O2_Tube_T(N,1) + v_O2_Tube(N,1) - vout_O2(N,1);
    end
    if vout_O2(N,1) < 0
        v_O2_Tube_true(N,1) = V_tube_O2;
    end
    %V_N2_N = V_N2_N + vout_O2;
    P_tubeA(N,1) = v_O2_Tube_true(N,1) / V_tube_O2 * P0_atm;

    %グラフ用
    MIN = N*10;                                %開始後〇分
    DAY(N,1) = MIN / 60 / 24;
    P_tubeG(N,1) = P_tubeA(N,1) - 100;          %開始後〇分の最終的なタンク内圧 (kPaA -> kPaG)

end

%%グラフ化
D = day - 2.7138;    %実験結果の時間軸修正
plot(D,Pressure,'r+',DAY,P_tubeG,'-b.')
hold on
legend('Experiment','Simulation');
xlabel('day')
ylabel('Tank Pressure [kPaG]')
set(gca,'FontSize',16);
%誤差
Er = abs(P_TankA - Pressure);
average_Er = mean(Er)
Max_Er = max(Er)
min_Er = min(Er)
```

## 付録 B スラスト気体混入時の噴射性能への影響

タンク内の気泡混入が噴射性能に与える影響について従来調べたことが無かったため、6カ月間タンク内に貯蔵した 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  で噴射試験を行った。実験方法を図 B-1 に、結果を図 B-2、図 B-3 に示す。

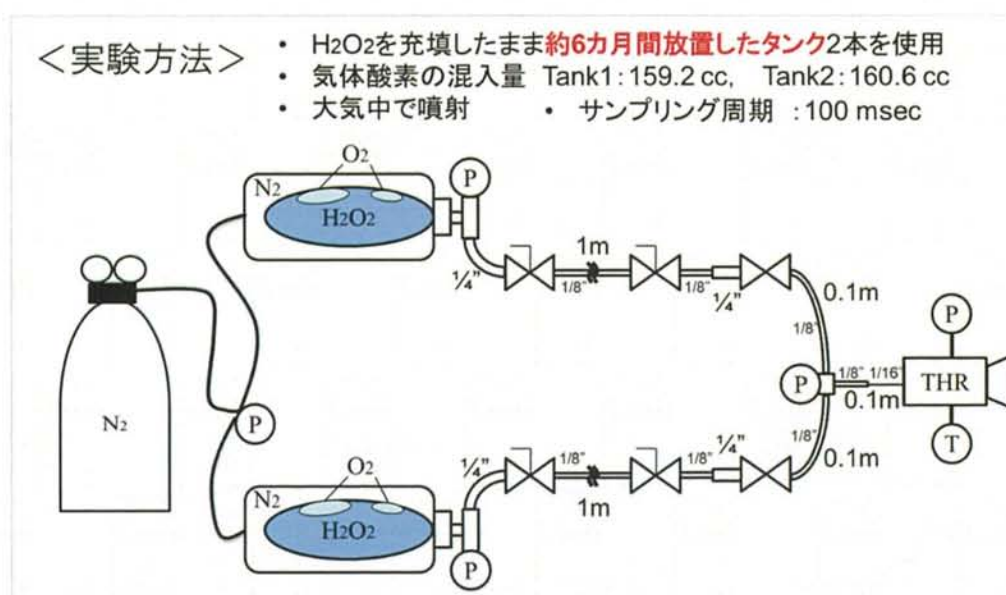
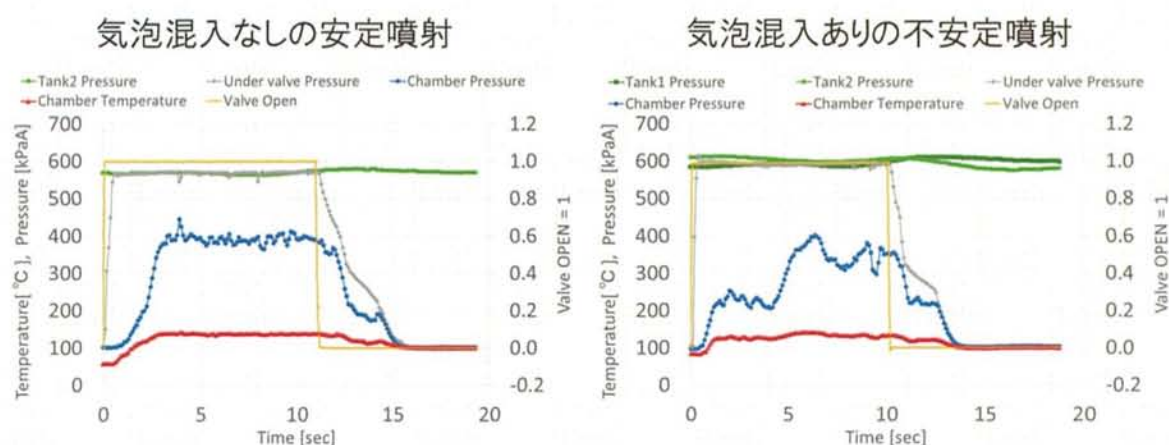


図 B-1 気泡混入噴射試験の実験方法

### ＜結果＞ 気泡混入による噴射性能の低下



#### 【気泡混入ありの判断基準】

スラスト直前の圧力(灰色の線)は安定しているが、触媒槽圧力(青線)は安定していない状態

図 B-2 気泡混入「なし」及び「あり」

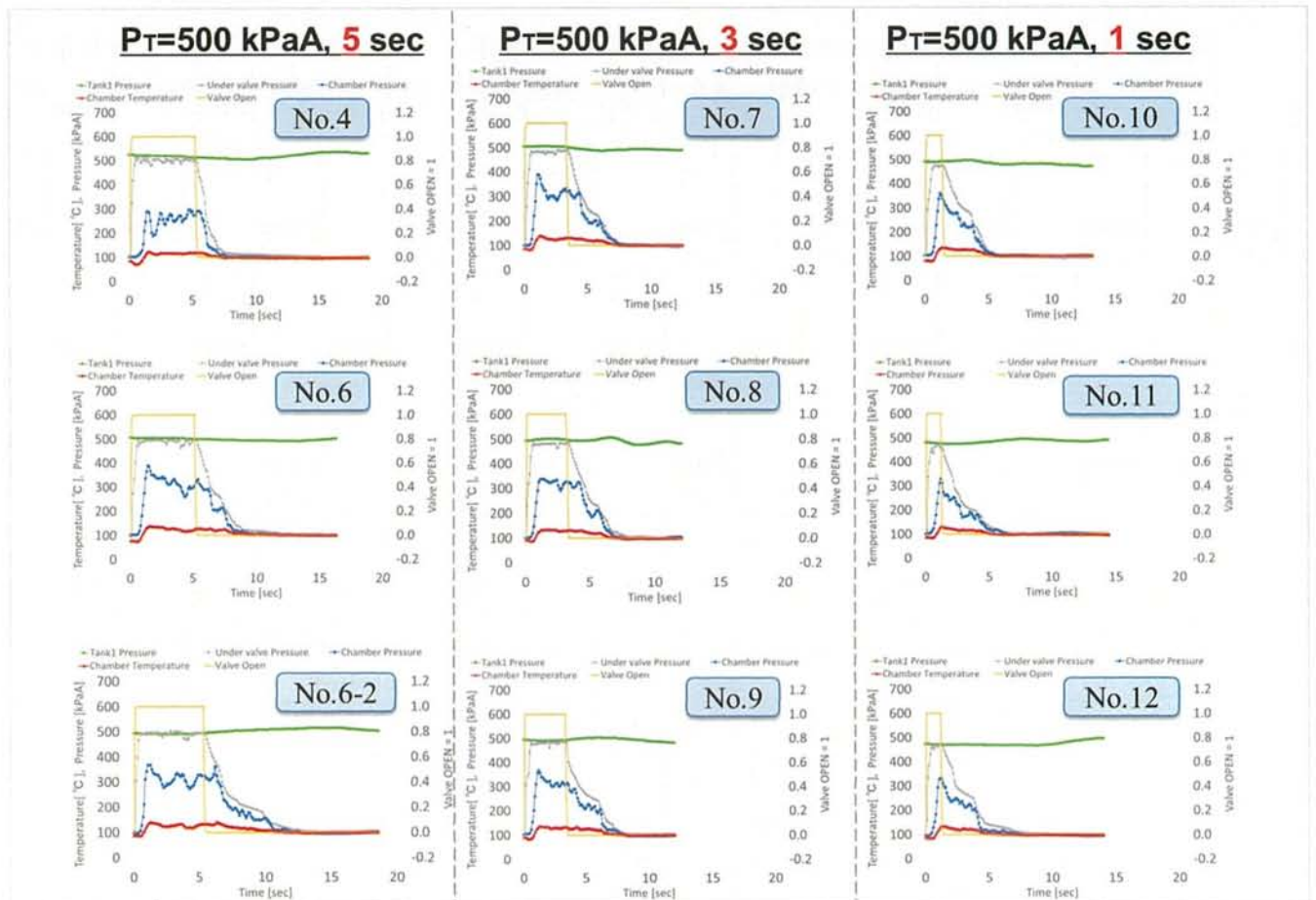


図 B-3 気泡混入ありの噴射履歴（噴射時間 5 秒，3 秒，1 秒）



## 付録 C 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 自然分解の接触面積依存性

60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 自然分解の接触面積依存性を求めるために、実験を行った。実験方法を以下に記す。

### <実験方法>

- ・ 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> 接触面積を変えたステンレス管 3 種類を準備（下記図 C-1 の諸元参照）
- ・ 60wt%H<sub>2</sub>O<sub>2</sub> を充填し、圧力上昇履歴を取得
- ・ 30 ℃に設定した恒温槽内に入れる。
- ・ 全部 5Term 実施

表. ステンレス管(弁や圧力計を含む)の諸元			
	SUS50	SUS25	SUS12.5
外径 [cm]	0.635	0.635	0.635
内径 [cm]	0.435	0.435	0.435
長さ [cm]※部	50	25	12.5
接触面積 [cm <sup>2</sup> ](※1)	74.27	39.78	17.08

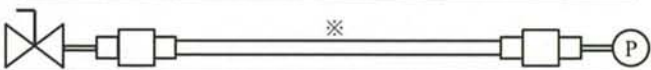


図 C-1 ステンレス管の諸元

結果を図 C-2 に示す。気体発生量の比はばらつきが大きいため、表面積比と気体発生量比は一致しないが、表面積増加に伴い気体発生量が多くなる傾向は読み取ることができる。

表. 温度30℃のときの気体発生量						
	表面積 [cm <sup>2</sup> ]	term1 [cc]	term2 [cc]	term3 [cc]	term4 [cc]	term5 [cc]
SUS50	74.27607	4.152	3.186	3.066	3.114	2.724
SUS25	39.78089	1.59	1.362	1.302	1.362	2.736
SUS12.5	21.92765	0.504	0.348	0.846	1.356	0.414

表. 温度30℃のときの気体発生量の比						
	表面積比 [倍]	term1 [倍]	term2 [倍]	term3 [倍]	term4 [倍]	term5 [倍]
SUS25/SUS12.5	1.81	3.15	3.91	1.54	1.00	6.61
SUS50/SUS25	1.87	2.61	2.34	2.35	2.29	1.00
SUS50/SUS12.5	3.39	8.24	9.16	3.62	2.30	6.58

図 C-2 実験結果

# 付録 D 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$ 自然分解のばらつき

自然分解の接触面積依存性および温度依存性を求めるためにステンレス管を用いて行った実験で、自然分解のばらつきが確認された。ステンレス管の長さ（表面積）に関わらず、圧力上昇率にばらつきがあることが図 D-1 のグラフから読み取れる。

## ＜実験方法＞

- 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  接触面積を変えたステンレス管 3 種類を準備（下記図 C-1 の諸元参照）
- 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  を充填し、圧力上昇履歴を取得
- 恒温槽で、30℃→35℃→40℃と、各温度で一定時間平衡温度が保てるように、段階的に温度を上昇させる。
- 全部 5Term 実施

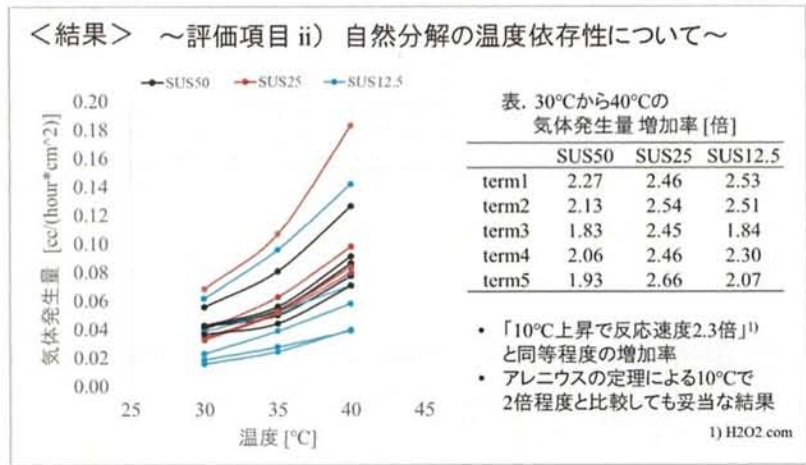
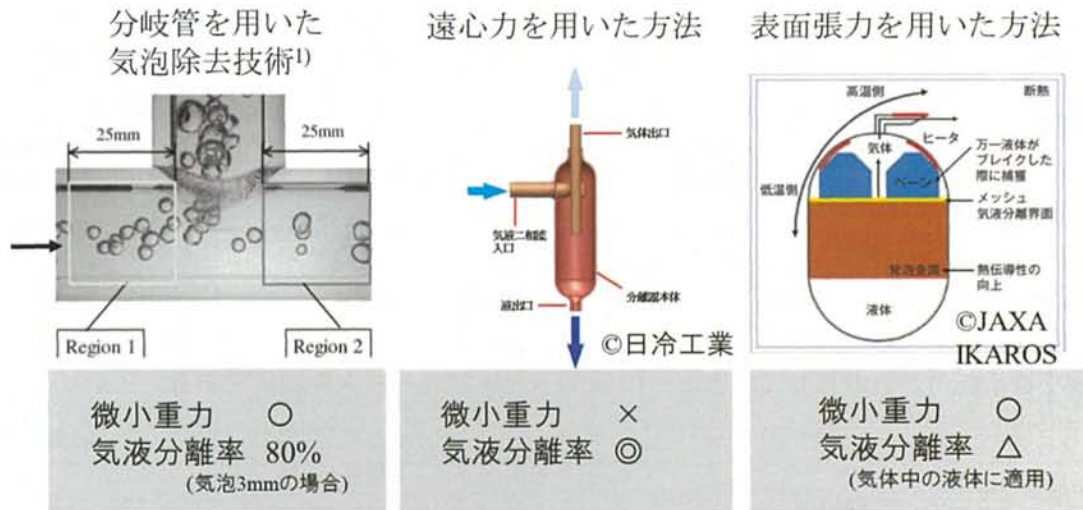


図 D-1 実験結果

## 付録 E 気液分離方法の候補

気液分離方法を調査した結果を図 E-1 に示す。



1) 石川仁, 分岐管を用いた新しい気泡除去技術の基礎研究, 日本マイクロ重力ビティ応用学会誌Vol.20 No.1 (2013)

図 E-1 気液分離の調査結果

分岐管を用いた気泡除去技術は、気泡サイズにより気液分離率が変わり、最大でも分離率 80% であるという。気液分離率が小さくても良ければこの方法は非常に簡易的で適用しやすい手法である。

遠心力を用いた方法は、既製品では重力も利用しているため微小重力下での適用は困難であるが、遠心力のみを利用して分離する方法を開発する余地はあると考えられる。

表面張力を用いた方法は、IKAROS などに用いられた気液平衡スラストなどに使われており、微小重力下でも利用可能であるが、容積中の気体量の方が多い場合に、液体を発砲金属やペーンに留めさせるという方法である。60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  への適用を考えた時、表面積が増えるため自然分解が促進されてしまうことから、適用困難であると考えられる。



## 付録 F タンク内気体のリーク量測定

4.1.2 項における実験で、実験開始後 26 日目付近からタンク蓋からのリークが確認された。リーク量を確認するためにタンク内に窒素を充填し、タンク内圧変動の様子を測定した。実験条件を以下に示す。

<実験条件>

- ・ 雰囲気温度 : 室温
- ・ プラダ : 装着
- ・ タンク容量 : 1150 cc
- ・ 窒素 : 6800 cc (図 F-1 のようにプラダ外に充填)
- ・ 初期圧力 : 591 kPa (Abs)
- ・ サンプルング周期 : 10 分



図 F-1 リーク量測定実験

結果、図 F-2 に示すように、リーク量は-7.3 cc/day となった。これは、3.2 節でリークディテクタの最小検出能力から計算して導き出した-4.32 cc/day に比べて大きな値である。

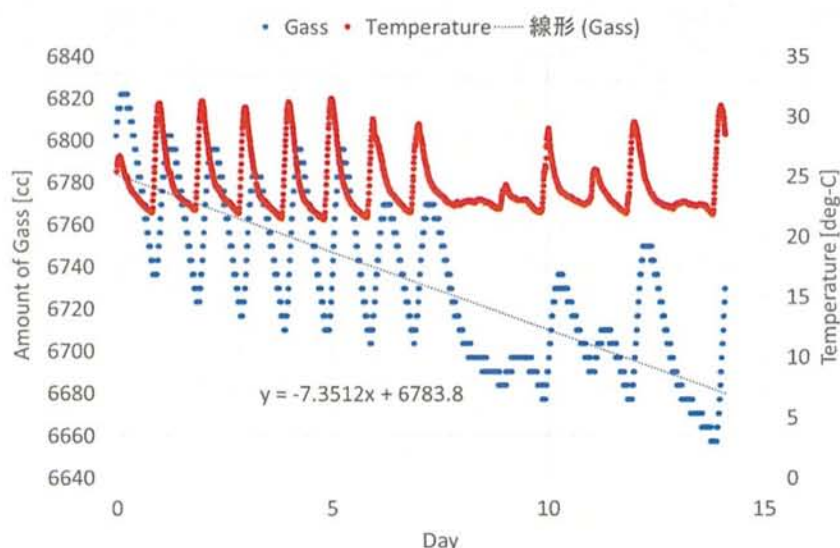


図 F-2 タンクリーク測定実験（窒素充填時）

実験開始前のリークチェックでは全ての継手及びタンク蓋でリークは検出されなかったことから、実験の途中でリークが発生したのだと考えられる。実験途中でのリーク発生の原因として、タンクの胴体（アルミニウム）と蓋（ステンレス）の熱膨張係数の差により、胴体と蓋の間に隙間ができたのだと考えられる。図 4-4 の温度のグラフを見ると、26 日目付近で急な温度低下が確認でき、この温度差によりリークが増加したのだと考えられる。シミュレーションを行う際に、26 日目以降はリーク量-4.0 cc/day を追加したところ、図 4-4 のように実験結果と一致したため、実験開始時より 4 cc/day リーク量が増えていることが分かる。

今後はタンク胴体及び蓋を同じ材料で製作することで、このような実験途中でのリークを防ぐことが可能であると考えられる。そのため、第 4 章のモデル式には実験途中のリークは組み込んでいない。

## 付録 G 大容量タンクにむけた蛇腹型ブラダ

米国の MICEO AEROSPACE SOLUTIONS でも  $\text{H}_2\text{O}_2$  を用いた推進系を開発している。全システムで 148.3 g と非常に小さく、マイクロサット向けである。この推進系と差別化を図るために、今後は本推進系タンクの大容量化が求められると考えられる。しかし、市販品ブラダでは現行以上のサイズのラインナップがないため、現行品を用いた大容量化は不可能である。そこで、従来のブラダよりもない容積の大きいベローズを適用することを考えた（図 G-1 参照）。ベローズはリング状の素材をつないでいくことで簡単に大容量化することが可能である。ベローズ製造会社とその取扱製品について調査したため、表 G-1 に示す。蛇腹の可動範囲が大きいほど 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  充填量のうち排出可能量が多い（残量が少ない）ため、可動範囲が最も大きい神戸ベローズのシリコン蛇腹を有力候補とした。衛星搭載を想定したサイズの蛇腹設計図とその内容量計算概要を図 G-2 に、気密性確認試験について図 G-3、図 G-4 に、蛇腹に使われている神戸ベローズが素材開発した KB シリコンの 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  相性試験の結果を図 G-5 に示す。

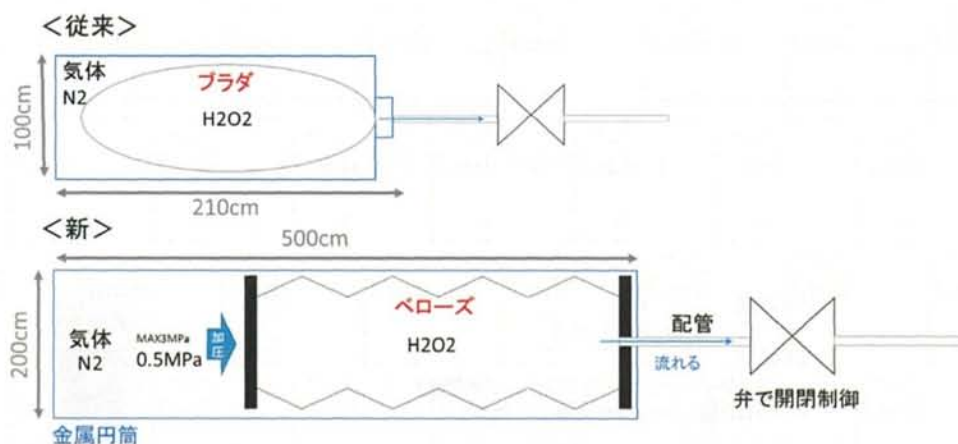


図 G-1 タンク大容量化に向けたベローズ案

表 G-1 ベローズ調査

メーカー	金属製	樹脂製	備考	可動範囲	径 (min/Max)	見積額
神戸ベローズ	-	シリコン	-	80-500mm	110/190	28万円
入江工研	SUS	-	こちらの要求は不可能と判断	-	-	-
イーグル工業	SUS	-	宇宙用途の話で深入り	-	-	-
ミラプロ	SUS	-	-	64-89mm	-	30万円
三元らせん管工業	SUS	-	径の大きなもののみ扱う	80-180mm	320mm	30万円
三元らせん管工業	-	PTFE	100mm以下 防塵カバー用	-	-	-
MISUMI (ミラプロ溶接ベローズEFタイプ 真空対応)	SUS	既製品		68-108mm	75/100	7万円

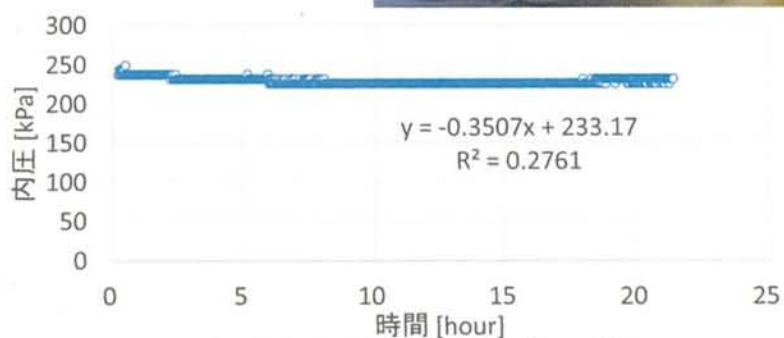
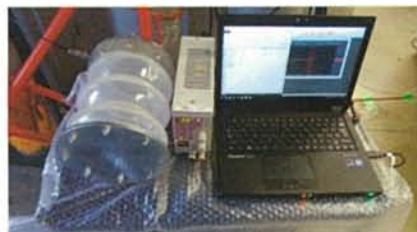
図 G-2 蛇腹設計図と推進剤容量



図 G-3 シリコン蛇腹のリークチェック



神戸ペローズから頂いた  
シリコンじゃばらのサンプル品に  
小松工房で製作したフランジ、  
Swagelok継手を取り付け、リーク  
試験を実施



※ 温度を計っていなかったため熱膨張込みの圧力変化の様子  
なお、約5時間後から電源とじゃばらの間に熱伝達防止のためのプチプチ挿入

図 G-4 神戸ペローズ製蛇腹の気密性試験（単位 kPa は絶対圧）

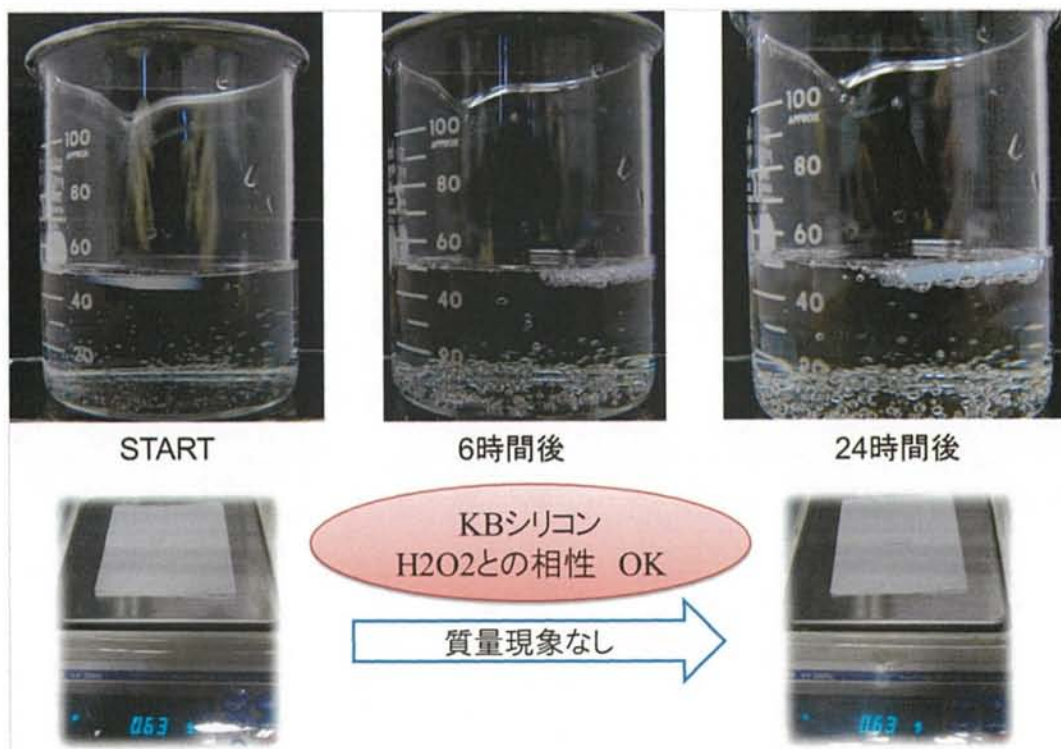


図 G-5 KB シリコンの 60wt% $\text{H}_2\text{O}_2$  相性評価試験

## 謝辞

本研究を進めるにあたり，装置や工具の使い方，設計・解析に使用されるツールの使い方などの基本的なところから，衛星開発の心得まで，丁寧にご指導下さった指導教員の佐原宏典准教授に，深く感謝申し上げます．